

INSTITUTO DE ENGENHARIA NUCLEAR

LEONARDO PAREDES PIRES

**UM SIMULADOR DE TRANSIENTES OPERACIONAIS DE POTÊNCIA EM
REATORES PARA PROPULSÃO NUCLEAR**

Rio de Janeiro

2017

LEONARDO PAREDES PIRES

**UM SIMULADOR DE TRANSIENTES OPERACIONAIS DE POTÊNCIA EM
REATORES PARA PROPULSÃO NUCLEAR**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Ciência e tecnologia Nucleares do Instituto de Engenharia Nuclear da Comissão Nacional de Energia Nuclear como parte dos requisitos necessários para obtenção do grau de Mestre em Ciências em Engenharia Nuclear – Acadêmico em Engenharia de Reatores.

Orientador: Prof. Dr. Rubens Souza dos Santos

Orientador: Prof. Dr. Celso Marcelo Franklin Lapa

Rio de Janeiro

2017

PARE Paredes Pires, Leonardo

Um simulador de transientes operacionais de potência em reatores para propulsão nuclear/ Leonardo Paredes Pires – Rio de Janeiro: CNEN/IEN, 2017.

xi, 100f. : il. ; 31cm

Orientadores: Rubens Souza dos Santos e Celso Marcelo Franklin Lapa

Dissertação (Mestrado em Ciência e Tecnologia Nucleares) – Instituto de Engenharia Nuclear, PPGIEN, 2017.

1. Propulsão Nuclear. 2. Reatividade. 3. Rampas de Potência

**"UM SIMULADOR DE TRANSIENTES OPERACIONAIS DE POTÊNCIA EM
REATORES PARA PROPULSÃO NUCLEAR".**

Leonardo Paredes Pires

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA NUCLEARES DO INSTITUTO DE ENGENHARIA NUCLEAR COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIA E TECNOLOGIA NUCLEARES.

Aprovada por:



Prof. Rubens Souza dos Santos, D.Sc.



Prof. Celso Marcelo Franklin Lapa, D.Sc.



Prof. Cláudio Márcio do Nascimento Abreu Pereira, D.Sc.



Dr. Carlos Augusto Feu Alvim da Silva, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

MAIO DE 2017

Dedico essa dissertação à minha avó Maria da Conceição Cruz Paredes, em memória, e à minha mãe Ângela Maria Paredes pela exemplar criação a mim proporcionada e por me ensinarem que com os estudos, honestidade e dedicação conseguiria alcançar honrosas vitórias em cada etapa da minha vida.

AGRADECIMENTOS

Eu poderia ter sonhado, criado e até mesmo ter construído a idéia mais extraordinária do mundo, mas sempre são necessárias pessoas para que tudo se torne minimamente possível. Sempre acreditei verdadeiramente nessa frase e gostaria de fazer dela o foco do meu obrigado.

São necessárias pessoas de todas as sortes, sendo assim, muitos foram os incentivadores! Todos importantes com certeza, alguns facilitaram e outros dificultaram. Não faltaram exemplos de todos os tipos, bons, ruins e até mesmo os indiferentes, mas todos, mais uma vez sem exceção, foram essenciais para o êxito desse passo. Não seria justo da minha parte agradecer a Deus somente aquilo que é bom e fácil, expressando desse jeito ingratidão com o caminho que nos leva à conquista. Sou grato a todos, repito mais uma vez, no entanto, gostaria de deixar nesse papel somente aquilo que foi capaz de marcar minha memória.

Nada marcou mais que os esforços sem fim da minha família para me dar as condições morais e materiais que tanto foram necessárias ao longo de toda a vida. Tenham certeza que essa etapa não seria possível sem vocês.

Ao Professor, Doutor e amigo Celso Marcelo Lapa por me ensinar, além de todo o conhecimento técnico transmitido e orientação, que a motivação e o entusiasmo aliados a ciência séria e propositada e com conhecimentos verdadeiros e sólidos são capazes de grandes transformações. Ao Professor e Dr. Rubens dos Santos que além de ter proposto o tema da pesquisa e provido os instrumentos necessários, sempre esteve disponível a sanar quaisquer dúvidas e dificuldades técnicas que surgiram ao longo da construção desse trabalho.

Obrigado aos grandes amigos Ralph Mistral e Fabrícia Vianna pelo companheirismo infindável de todas as horas, pelas palavras amigas e sinceras que pude ter sem restrição de hora ou de momento, pelos conselhos, que inclusive me trouxeram até esse curso. Sempre serei agradecido pelo braço forte e a mão amiga de vocês, com os quais, independente da distância ou da época, sei que sempre poderei contar.

Aos Doutores Olga Mafra e Carlos Feu que mesmo não estando em sala de aula, foram grandes professores e verdadeiros faróis para o meu desenvolvimento pessoal e profissional. Serei sempre grato a ímpar oportunidade de convívio com os senhores.

Aos amigos Ana Paula, David Leite, Renata Cunha e Felipe Pessanha por estarem sempre próximos e ajudando por diversas vezes a tornar momentos difíceis em descontraídos e alegres. Saibam que esse trabalho leva um pouco de vocês em muitas páginas não numeradas que o compõe.

Nunca poderia deixar de ser grato aos colegas de turma com os quais tive a alegria da companhia por um ano e com alguns a oportunidade de construir laços mais firmes de amizade. A todos os professores do programa de pós-graduação e em especial a Dra. Maria de Lourdes, por terem sido peças fundamentais no ensino da ampla e complexa área nuclear.

Agradeço também a todos os Servidores do Instituto, em especial a Sra. Cláudia e ao Sr. Almir, por terem trabalhado de maneira eficaz para proporcionar um ambiente acadêmico capaz de atender as infinitas e variáveis demandas do corpo docente.

Muito obrigado!

“O entusiasmo supera nossas deficiências”

Rex Nazaré

RESUMO

Este trabalho visa destacar a necessidade de um estudo para o cálculo das rampas de variação de reatividade indispensáveis e possíveis para atender as condições operacionais reais demandadas por um submarino nuclear em suas diversas fases de operação. Em função das exigências operativas e manobras imprescindíveis em determinadas situações táticas, grandes variações de potência na propulsão são requeridas. Como estas súbitas e severas mudanças na propulsão são oriundas da potência térmica de origem nuclear, os operadores do reator devem conhecer quais as respostas e que variações de reatividade são necessárias para atender à cada demanda de velocidade solicitada. É importante destacar que estas intervenções neutrônicas são condicionadas, não somente pela requisição oriunda na propulsão, mas fundamentalmente pela imperiosa necessidade de garantir a integridade do núcleo e sustentabilidade da reação em cadeia considerando os fenômenos e efeitos complexos, não-lineares e retroalimentados envolvidos. Considerando os aspectos destacados, esta dissertação apresenta como resultados o desenvolvimento, a validação e avaliação do código computacional SiTONP (Simulador de Transientes Operacionais Nucleares para Propulsão), utilizado para simulação de transientes operacionais que atendam as demandas táticas de um submarino, e os estudos de alguns casos simulados. Esse código foi desenvolvido nesse trabalho em linguagem de programação C, tendo como base as teorias de cinética de reatores e o cálculo dos efeitos de realimentação, além de ter como base o código SIRER utilizado para cálculo de transientes de acidente. Como resultado, são feitas algumas simulações hipotéticas e é realizada uma análise de como o comportamento do reator influencia a operação do submarino. Dessa maneira, conclui-se que o programa SiTONP gera resultados consistentes e reais para diversos parâmetros nucleares que possam vir a apoiar uma análise do comportamento do reator real do projeto, a luz da doutrina de combate naval, criando ferramentas de apoio que venham viabilizar a operação do submarino dentro dos diversos cenários táticos e estratégicos que possam requerer seu emprego.

Palavras-chave: Submarino nuclear, rampas de potência, PWR, variação de reatividade, propulsão nuclear e transientes operacionais.

ABSTRACT

The work presented highlights the need for the study to determine the reactivity variation ramps necessary and possible to meet the real operational conditions required by a nuclear submarine in this several operating stages. In accordance with the operational requirements and essential maneuvers in certain tactical situations, large power variations in the propulsion are demanded. As these sudden and severe changes in propulsion come from the thermal power of nuclear origin, the nuclear island operators must know what kind of answers and reactivity variations are necessary to meet each requested demand speed. It should be noted that these reactivity inserts are conditioned, not only by the propulsion requests, but fundamentally by the imperative need to ensure the core integrity and the chain reaction sustainability considering the complex, nonlinear and retro-feeding phenomena and effects involved. Considering the highlights, this dissertation presents as results the development, validation and evaluation of the SiTONP (Operational Nuclear Transient Simulator for Propulsion) computational code, used to simulate operational transients that meet the tactical demands of a submarine, and the studies of some simulated cases. This code was developed in this work in C programming language and based on reactor kinetics theories and the calculation of *feedback* effects, in addition to being based on the SIRER code, used to calculate accident transients. As a result, we did some hypothetical simulations and an analysis is made of how the behavior of the reactor influences the operation of the submarine. In this way, it can be concluded that the SiTONP program is able to generate consistent and real results for several nuclear parameters that may support an analysis of the behavior of the real reactor of the submarine project, in the light of the naval combat doctrine, creating support tools that will make feasible the operation of the submarine within the various tactical and strategic scenarios that may require its use.

Keywords: Nuclear Submarine, power ramps, PWR, reactivity variation, nuclear propulsion and operational transients.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Planta nuclear submarino com propulsão direta -----	19
Figura 2 – Esquema de submarino convencional diesel-elétrico -----	20
Figura 3 – Planta nuclear do projeto do SNBR -----	21
Figura 4 – Representação de um elemento combustível tipo placa -----	26
Figura 5 – Representação de um elemento combustível tipo vareta -----	27
Figura 6 – Ampliação <i>Doppler</i> da seção de choque de captura do Urânio 238 -----	34
Figura 7 – Gráfico de comparação entre a função e o polinômio -----	38
Figura 8 – Gráfico da metodologia de convergência -----	39
Figura 9 – Canal de refrigeração do reator usando vareta -----	45
Figura 10 – Canal de refrigeração do reator usando placa -----	45
Figura 11 – Meios materiais diferentes -----	59
Figura 12 – Fluxograma do programa SiTONP -----	61
Figura 13 – Comparação entre as frações de potência calculadas SIRER/SiTONP -----	73
Figura 14 – Comparação entre as frações de potência calculadas SIRER/FSAR -----	73
Figura 15 – Comparação entre as temperaturas do combustível SIRER/SiTONP -----	74
Figura 16 – Comparação entre as temperaturas do combustível SIRER/FSAR -----	74
Figura 17 – Comparação entre as temperaturas do revestimento SIRER/SiTONP -----	75
Figura 18 – Comparação entre as temperaturas do revestimento SIRER/FSAR -----	75
Figura 19 – Comparação entre as temperaturas do refrigerante SIRER/SiTONP -----	76
Figura 20 – Comparação entre as temperaturas do refrigerante SIRER/FSAR -----	76
Figura 21 – Comparação entre as reatividades de realimentação -----	77
Figura 22 – Comparação e análise entre as reatividades de realimentação -----	78
Figura 23 – Comparação entre as reatividades de realimentação -----	78
Figura 24 – Potência térmica gerada -----	81
Figura 25 – Variação da temperatura do combustível -----	81
Figura 26 – Variação das temperaturas do combustível, revestimento e refrigerante -----	82
Figura 27 – Comparação entre as reatividades de inserção, realimentação e total -----	82
Figura 28 – Transientes de potência do reator SNBR-1 -----	86
Figura 29 – Curvas de potência das diferentes taxas de inserção -----	87

Figura 30 – Curvas das reatividades do reator SNBR-1 -----	88
Figura 31 – Transientes de potência do reator SNBR-2 -----	91
Figura 32 – Transientes de potência do reator SNBR-2 -----	92
Figura 33 – Curvas de potência das diferentes taxas de inserção -----	93
Figura 34 – Curvas das reatividades do reator SNBR-2 -----	94
Figura 35 – Curvas das reatividades do reator SNBR-2 -----	95
Figura 36 – Gráfico que divide as rampas de potência por áreas -----	97

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Comparação de resultados para retida descontrolada de barras -----	79
Tabela 2 – Valores de alguns parâmetros do reator em regime estacionário -----	80
Tabela 3 – Dados de entrada dos reatores IEA-R1 e SNBR-1 -----	83
Tabela 4 – Variações de temperatura em °C -----	85
Tabela 5 – Comparação dos valores dos picos de potência e instantes do desligamento -----	87
Tabela 6 – Dados de entrada dos reatores de Angra 1 e SNBR-2 -----	89
Tabela 7 – Variação da temperatura do combustível do SNBR-2 -----	90
Tabela 8 – Tempo decorrido do início do transiente até potência nominal -----	93
Tabela 9 – Valores e instantes de pico da reatividade total -----	96
Tabela 10 – Nível de potência em que ocorre a subcriticalidade -----	96

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

SNBR -	Submarino Nuclear Brasileiro;
PWR -	Pressurized Water Reactor;
DCNS -	Empresa Francesa de Projetos Navais;
KWU -	Empresa Alemã Kraftwerk Unio;
TNP -	Tratado de Não Proliferação de Armas Nucleares;
AIEA -	Agência Internacional de Energia Atômica;
CNEN -	Comissão Nacional de Energia Nuclear;
IPEN -	Instituto de Pesquisas Energéticas Nucleares;
CTMSP -	Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo;
COCESN -	Coordenadoria Geral para o Desenvolvimento do Submarino Nuclear;
MEP -	Motor Elétrico Principal;
SIRER -	Programa para Cálculo de Transientes em Acidentes;
SiTONP -	Simulador de Transientes Operacionais Nucleares para Propulsão;
LOCA -	Loss Of Coolant Accident (Acidente de perda de Refrigerante);
UO ₂ -	Dióxido de Urânio;
U ₃ Si ₂ -	Siliceto de Urânio;
GAP -	Espaçamento entre o Combustível Nuclear e o Revestimento;
CLAD -	Revestimento do Elemento Combustível;
FSAR -	Final Safety Analysis Report;
DNBR -	Departure From Nuclear Boiling Ratio;
IEA-R1 -	Projeto de Reator de Pesquisa; e
SNBR-1/2 -	Reatores Hipotéticos Criados para Simulação.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
1.1	Contexto Histórico	16
1.2	Motivações e Objetivo	18
2	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	21
2.1	Modelo da Cinética de Reator	22
2.1.1	Equações da Cinética Pontual	22
2.2	Transferência de Calor no Elemento Combustível	24
2.2.1	Elemento Combustível Tipo Placa	26
2.2.2	Elemento Combustível Tipo Cilíndrico	27
2.3	Transferência de Calor do Elemento Combustível para o Refrigerante	29
3	METODOLOGIA	31
3.1	Metodologia para as Equações da Cinética de Nêutrons	31
3.1.1	Efeitos da Variação de Temperatura na Reatividade do Reator	32
3.1.2	Efeito <i>Doppler</i> Nuclear	33
3.1.3	Reatividade de Realimentação pela Interpolação Polinomial de Lagrange	36
3.1.3.1	Cálculo da Reatividade de Realimentação por Lagrange	37
3.1.3.2	Teste da Convergência da Reatividade de Realimentação	39
3.1.4	Solução Numérica das Equações da Cinética Pontual	40
3.2	Metodologia para as Equações da Termo-hidráulica	45
3.2.1	Discretização Espacial das Equações da Termo-hidráulica	47
3.2.2	Discretização Temporal das Equações da Termo-hidráulica	56
3.2.3	Condutividade Térmica Equivalente entre Materiais	59
3.3	Estrutura do Programa SiTONP	60
3.3.1	Fluxograma do SiTONP	61
3.3.2	Funções que compõem o SiTONP	62
3.3.3	Variáveis do programa	63
4	RESULTADOS	72

4.1	Validação do SiTONP -----	72
4.2	Resultados para um Reator do Tipo Placa -----	79
4.2.1	Descrição e Análise -----	80
4.3	Simulação para um Possível Reator do SNBR -----	83
4.3.1	Simulação para um Reator a Placa de 50 MW -----	83
4.3.1.1	Descrição e Análise -----	84
4.3.2	Simulação para um Reator de 50MW com Varetas -----	89
4.3.2.1	Descrição e Análise -----	90
5	CONCLUSÃO -----	98
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS -----	100
7	ANEXOS -----	103
	ANEXO A -----	103
	ANEXO B -----	104
	ANEXO C -----	110

1- INTRODUÇÃO

O projeto do Submarino Nuclear Brasileiro (SNBR) ganhou grande visibilidade quando em 2008 o então presidente do Brasil, Luiz Inácio Lula da Silva, acertou com o presidente francês Nicolas Sarkozy a compra de 4 submarinos convencionais da classe Scorpène e o casco do primeiro submarino nuclear brasileiro. O contrato de aquisição foi assinado com a empresa estatal francesa DCNS e previa a transferência de tecnologia e a compra de sobressalentes. Entretanto, torna-se um erro concluir que o Programa Nuclear da Marinha é ressentido. Na verdade, ele surgiu na década 70 com uma missão ampla, que mesmo tendo por objetivo final a construção de um submarino nuclear, permitiu que o país conquistasse alguns avanços tecnológicos significativos na área nuclear.

No entanto, o propósito desse trabalho não é o estudo do programa nuclear brasileiro ou da Marinha, mas a contextualização histórica do SNBR se faz importante para ilustrar os fatos motivadores da nossa pesquisa, bem como seu principal objetivo.

Projetar e construir um meio com tamanho nível de complexidade e tecnologia tem sido um grande desafio, porém quando nos debruçamos sobre esse assunto tendo em mente os complexos fenômenos que envolvem a operação de um reator PWR e as diversas necessidades táticas requeridas por essa plataforma militar, chegamos à conclusão que a operação do submarino de propulsão nuclear também será tão desafiante quanto qualquer outra etapa de sua obtenção. A fim de estudarmos esse assunto é que desenvolvemos a presente dissertação de mestrado e apontamos a necessidade de se estabelecer uma agenda de transitórios operacionais bases, a luz da doutrina de combate naval, para serem testados e analisados sob os aspectos e peculiaridades da cinética de reatores, com objetivo de serem gerados as devidas curvas de reatividade para cada necessidade real da plataforma.

1.1- Contexto Histórico

Em 27 de julho de 1975, o Brasil assina um acordo nuclear com a Alemanha. Por esse acordo, o país se comprometeu a desenvolver um programa, juntamente com empresas alemãs lideradas pela Kraftwerk Unio (KWU) [1], de construção de oito reatores nucleares para geração elétrica. Dentro desse cenário, é criada a Nuclebrás [1] e o país se compromete a implantar uma indústria teuto-brasileira para a fabricação de componentes e combustíveis para reatores, por um prazo de 15 anos. Embora a Alemanha concorde em transferir a tecnologia de enriquecimento por jato-centrifugação, a qual só havia sido testada em escala de laboratório e ficaria inviável, devido aos custos, para a escala industrial, dessa forma, as vantagens para os alemães são muito maiores do que para os brasileiros. As empresas daquele país buscavam novos mercados para o setor nuclear, uma vez que, internamente, o programa nuclear alemão enfrentava uma grande oposição por parte de grupos ambientalistas.

O fato do Brasil não ter assinado o Tratado de Não Proliferação de Armas Nucleares - TNP, em julho de 1968, também era objeto de preocupação de quase todos os grandes países e de certa forma um entrave para o tratado. Afim de legalizar o acordo, o governo brasileiro deveria assinar um termo de compromisso com a Agência Internacional de Energia Atômica (AIEA) [2], no qual seria proibida a utilização da energia nuclear para fins bélicos. Como resultado dessas pressões, foi firmado, em fevereiro de 1976, um acordo entre o Brasil, a Alemanha e a AIEA, complementando o acordo de 1975, no qual foram estabelecidas

salvaguardas mais rígidas do que as previstas no TNP, pois abrangiam técnicas, equipamentos materiais e informações.

O tratado Brasil-Alemanha sempre foi alvo de críticas e questionamentos, já na fase inicial do acordo surgiram uma série de dificuldades técnicas e ao longo de sua duração, os resultados da cooperação sempre foram aquém do pretendido. Tais críticas tinham por base a alegação de que o contrato era completamente desfavorável ao Brasil, uma vez que o país se tornaria dependente da Alemanha na produção e utilização de equipamentos por um tempo não determinado. Além do mais, a tecnologia de enriquecimento de urânio por jato-centrifugação transferida como parte do convênio era bastante deficitária, não sendo utilizada nem mesmo pela própria fornecedora, a Alemanha. Por fim, o presidente João Figueiredo, em 1983, paralisa o acordo entre os países devido à crise econômica que assolava o Brasil naquele momento, por essa ocasião foram suspensas as obras das usinas de Iguape I e II, no litoral de São Paulo, e adiado a construção das usinas de Angra II e III.

De forma semelhante a experiência da Argentina, em 1979, diante do fracasso do Programa Nuclear Brasileiro através do acordo Brasil-Alemanha, o governo resolve em conjunto com as três Forças Armadas e com a coordenação da CNEN a ter um programa nuclear secreto e paralelo ao programa oficial em vigor. Com o apoio da coordenação da CNEN, todas as três Forças Militares não pouparam esforços nessa frente [3]. A Aeronáutica lançou um programa de enriquecimento de urânio a laser, com a justificativa de tal projeto ser necessário para o desenvolvimento de veículos aéreos especiais. O Exército tentou desenvolver um reator nuclear a gás-grafite, alegando sua necessidade de urânio metálico e grafite. Inclusive o Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares (IPEN), até então da Universidade de São Paulo, também realizou pesquisa sobre tecnologia de reprocessamento de combustível exaurido em um programa chamado Celeste. O IPEN já havia desenvolvido todo o ciclo nuclear em escala de laboratório, inclusive já tinha produzido UF₆ (Hexafluoreto de urânio), e firma um acordo com a Marinha e realizam alguns projetos em conjunto, possibilitando assim, que o ciclo completo em escala de teste fosse obtido.

A Marinha lançou dois projetos no programa paralelo: o Ciclone, com o objetivo de desenvolver o ciclo do combustível nuclear e o Remo, para desenvolver o sistema de propulsão nuclear naval. Cabe destacar que a busca da Marinha do Brasil pelo projeto de enriquecimento de urânio por ultracentrifugação e pelo programa do submarino nuclear fez dela a Força que obteve maior empenho e sustentação de suas propostas dentro do programa paralelo. Em 1981, realizando seus trabalhos no IPEN, já havia construído duas ultras centrífugas de enriquecimento e em 1984 operava nove delas.

No Centro Experimental Aramar, foi concebido todo o conceito do submarino que já dispunha de várias instalações físicas para o desenvolvimento de unidades específicas como trocadores de calor, vaso de contenção, unidade crítica, etc. Hoje em dia, visando viabilizar a operação dessa plataforma naval, a Marinha do Brasil está construindo em Aramar o Laboratório de Geração de Energia Nucleoelétrica (LABGENE).

Em 1988, a “clandestinidade” do Programa Paralelo chega ao fim, por meio do decreto 2.464, de 31 de agosto do mesmo ano [4], quando os projetos das Forças Armadas são oficializados e trazidos ao conhecimento da sociedade brasileira. Esse mesmo decreto determina também o término da construção da usina de Angra II e a construção de um reator em Iperó-SP para servir de protótipo para o reator do submarino nuclear.

Sob os governos civis, o Programa da Marinha sofreu com níveis oscilantes de financiamento. Por diversas vezes teve sua eficiência e desenvolvimentos comprometidos, no

entanto, sempre sobreviveu. O primeiro corte significativo no programa do submarino nuclear da Marinha ocorreu no governo Collor, contudo nos governos de Itamar Franco (1992-94) e no de Fernando Henrique Cardoso (1995-2002) o financiamento do programa foi cortado ainda mais, há quem diga que na década de 90 o programa nuclear brasileiro esteve congelado. Mesmo assim, em 1994 é retomada a obra de Angra II e o programa nuclear da Marinha passa a ser o fornecedor de tecnologia para a fábrica de pastilhas de combustível nuclear em Resende (RJ) para a produção do combustível das usinas de Angra I e II.

Em 2003, o governo Lula volta a enfatizar a importância do programa do submarino nuclear, relançando o projeto. Porém foi no seu segundo mandato que se aprofunda o apoio ao projeto, culminando em 2007 com a visita do presidente às instalações do Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo (CTMSP). Nessa ocasião, Lula anunciou que autorizaria o equivalente a US\$ 63 milhões por ano para a revitalização do programa.

Em setembro de 2008, o Comando da Marinha cria a Coordenadoria Geral para o Desenvolvimento do Submarino Nuclear (COGESN), com um orçamento anual de US\$ 250 milhões [5]. Em dezembro do mesmo ano a França e o Brasil assinam um acordo de cooperação para produção de submarinos convencionais e o casco do submarino nuclear brasileiro. Conforme dados estatísticos oficiais, em 2008, o governo autorizou aproximadamente US\$ 300 milhões para a construção de um estaleiro e de uma base naval para submarinos no município de Itaguaí (RJ) [6].

Em agosto de 2012, por meio da lei 12.706, o governo cria a empresa pública Amazônia Azul Tecnologias de Defesa (Amazul) a partir da cisão parcial da Empresa de Gerenciamento de Projetos Navais (EGEPON) para desenvolver o submarino nuclear [7]. Em março de 2013 a presidente Dilma Rousseff inaugurou o estaleiro naval onde serão construídos os submarinos convencionais e nuclear. A expectativa era de que o protótipo de terra do reator nuclear estivesse pronto até 2015-2016 e de que o Brasil viesse a incorporar a esquadra o seu primeiro submarino nuclear até 2025 [8].

Como se pode observar através da análise histórica do programa nuclear brasileiro, a política nuclear do Brasil sempre esteve diretamente ligada a políticas de governos e sempre a mercê das históricas oscilações econômicas do país, vivendo momentos de auge, crises e até mesmo paralizações. De todos os projetos iniciados pelo país na área nuclear, o único que se mantém ativo e com perspectivas de conclusão, mesmo também sofrendo as consequências dessas instabilidades e tendo seus prazos constantemente alterados, é o programa do submarino nuclear brasileiro. A continuidade desse projeto é garantida pelo fato de ser um programa gerenciado e mantido por uma Instituição de Estado como a Marinha brasileira.

“Para um país obter êxito, na área nuclear ou em qualquer outra atividade de importância estratégica, é necessário identificar objetos de longo prazo e, em função deles, estabelecer uma Política de Estado”¹. Os projetos nucleares têm por característica longos prazos de execução que certamente ultrapassam períodos de até mesmo dois mandatos presidenciais, ou seja, as políticas com horizontes de governo são completamente ineficazes para que se possa garantir a conclusão de qualquer empreendimento no setor nuclear [9].

1.2- Motivações e Objetivo

Reatores nucleares comerciais, em especial PWR, são projetados para operarem na base de um sistema elétrico. Sendo assim, seus transientes operacionais são bem estabelecidos e

¹ Dr. Carlos Feu Alvim – Porque é necessária uma Política Nuclear.

previstos. Consistem basicamente, em rampas monótonas e suaves de variação de reatividade, visando o desligamento ou a partida da instalação. Os casos que extrapolam essas situações esperadas são analisados dentro dos estudos de acidentes, onde a ocorrência de condições anômalas de operação pode se degenerar em uma situação de risco.

No entanto, um submarino tem por característica fundamental a necessidade de locomoção e por ser uma plataforma militar, esse deslocamento muitas vezes se dá sob variações que requerem mudanças bruscas de velocidades. Por exemplo, suponhamos que a fim de manter sua discricção, o submarino necessite navegar com velocidades baixas, porém, por algum motivo específico, seja preciso se evadir e conseqüentemente sua velocidade deve ser aumentada para a máxima e no menor tempo possível. Ora, a demanda de potência térmica requerida pela turbina aumenta subitamente, como essa potência provém da reação em cadeia de fissão do Urânio-235, é impreterível o aumento da taxa de fissão na mesma proporção. Essa inserção de reatividade deve ocorrer de modo que a integridade do núcleo e a sustentabilidade da reação sejam garantidas. Caso contrário o projeto torna-se inviável por não cumprir os criteriosos requisitos de segurança da indústria nuclear ou por não atender as diversas necessidades de operação do meio naval.

Não é de conhecimento público a íntegra do projeto da Marinha brasileira, desse modo, a dinâmica de eventos descritos para uma hipótese operacional levantada no parágrafo anterior encaixa-se muito bem para a suposição de um submarino onde o eixo propulsor está diretamente ligado a turbina vapor por uma engrenagem redutora, figura 1 [10]. No entanto, há a possibilidade do projeto contemplar outras maneiras de prover a potência motora para a propulsão principal, como por exemplo o uso de um motor de propulsão elétrico.

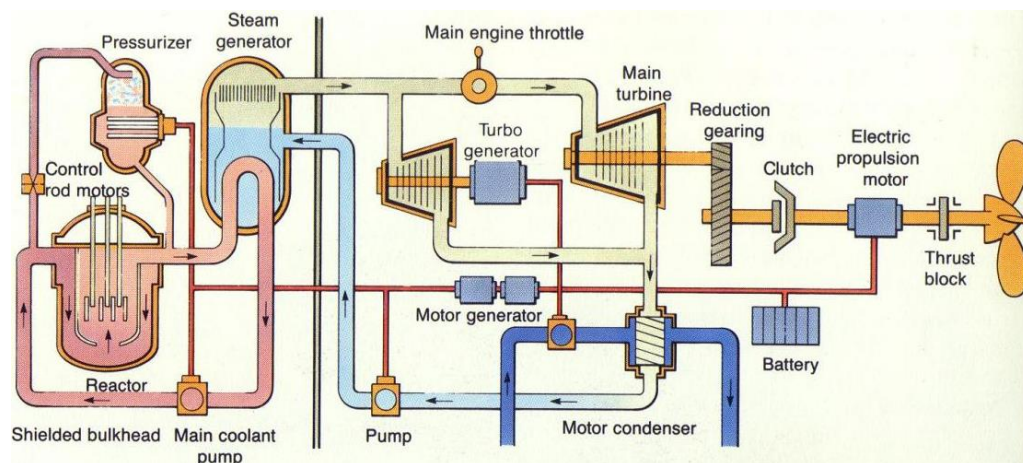


Figura 1: Planta Nuclear de um submarino com propulsão direta

Mesmo na eventualidade do projeto ser baseado na concepção de desenvolvimento de um submarino “Núcleo-Elétrico”, haverá duas possibilidades para a utilização da planta nuclear. A primeira é o uso do reator de forma semelhante com o que ocorre nas usinas termonucleares, onde a turbina a vapor do circuito secundário é acoplada a um gerador elétrico, que no caso específico do submarino será utilizado para a carga de praças de baterias que fornecerão a energia necessária para que o Motor Elétrico Principal (MEP) gere potência mecânica para o eixo propulsor. Nesse caso, as variações de velocidade serão garantidas por transientes elétricos.

Mesmo diante dessa hipótese, mantém-se a importância do conhecimento dos transientes operacionais nucleares, bem como das consequências dos efeitos de realimentação no comportamento do reator. Conhecimentos esses que proporcionarão à plataforma a máxima capacidade operativa, como a oportunidade de diferentes taxas de carga das baterias e uma “queima” mais otimizada do combustível nuclear, gerando por consequência o aumento do tempo para recarga do reator e do submarino no mar. Além dessas vantagens, cabe ressaltar um aspecto vital que é a manutenção da razão carga/consumo das baterias com um índice maior ou igual a 1, sob a pena gerar restrições operativas na capacidade de manter velocidades elevadas por longos períodos de tempo, ou seja, perde-se dessa maneira, as vantagens táticas inerentes de um submarino nuclear e passamos a ter um meio nuclear com as características e limitações operativas de um submarino diesel-elétrico convencional, figura 2.

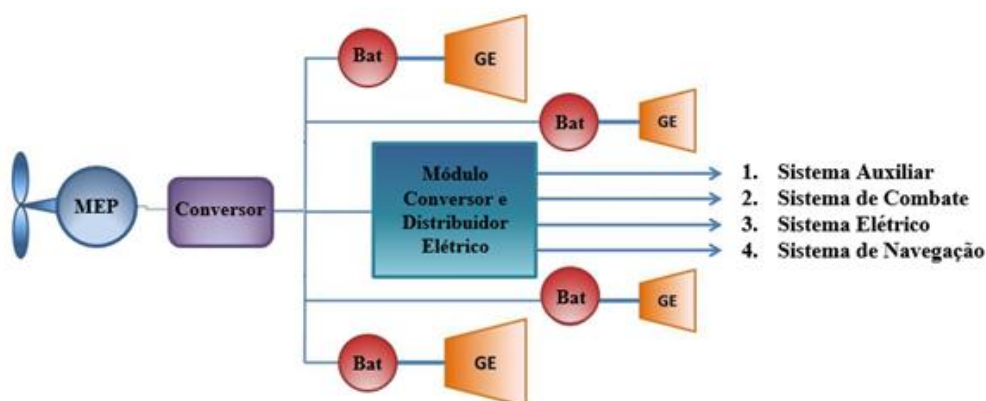


Figura 2: Esquema de um submarino convencional diesel-elétrico

A segunda possibilidade é o uso direto do gerador elétrico no MEP, mantendo o uso de baterias como fonte alternativa para um sistema de propulsão auxiliar somente em ocasiões de emergência. Nesse caso, mesmo que a demanda de potência mecânica seja requerida de uma fonte elétrica, esta terá seu fornecimento diretamente dependente e proporcional a demanda térmica que será solicitada pela turbina vapor do circuito secundário. Pelos motivos já citados, haverá a necessidade de intervenções neutrônicas mais severas no reator de modo que seu transiente de potência seja mais rápido.

O projeto da Marinha consiste basicamente na utilização de um reator comercial tipo PWR de 50MW térmicos, possivelmente com elementos combustíveis do tipo placa, embarcado em um casco baseado no submarino modelo Scorpène, figura 3 [11]. Projetar e construir esse meio, tornou-se um grande desafio aos setores técnico-científicos do país. Porém a motivação deste trabalho apoia-se na operação dessa planta nuclear embarcada, através do desenvolvimento de uma ferramenta, o Simulador de Transientes Operacionais Nucleares para Propulsão (SiTONP), capaz de gerar solução para os cálculos dos transientes de algumas variáveis nucleares importantes como por exemplo as variações de reatividade e potência térmica gerada pelo reator. Outrossim, é levado em consideração as especificações técnicas da planta como por exemplo o tipo de combustível nuclear, a geometria do elemento combustível, o tipo de refrigerante e a sua potência nominal. De posse desses resultados, é possível realizar algumas análises da variação desses parâmetros nucleares no tempo, da atuação dos mesmos no comportamento do reator e de como essas respostas influenciarão as manobras táticas da plataforma.

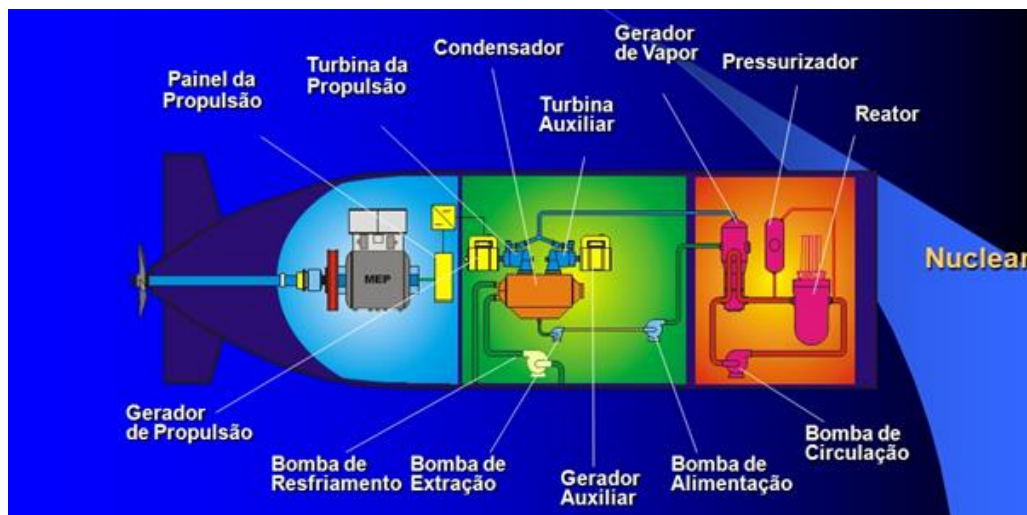


Figura 3: Planta nuclear do projeto do SNBR

O SiTONP baseia-se no código computacional SIRER [12], desenvolvido em linguagem Fortran e utilizado para análise de transientes em acidente. Como o objetivo principal deste trabalho é a avaliação dos transientes operacionais, houve a necessidade de adequar os cálculos de alguns parâmetros nucleares que influenciarão sobremaneira o comportamento do reator quando requisitado a atender as demandas operativas da plataforma naval. Dessa forma, os chamados efeitos de realimentação ou *feedback* tiveram seus cálculos aperfeiçoados com métodos numéricos que fornecessem valores mais precisos, como por exemplo o caso da captura ressonante de nêutrons devido ao alargamento *Doppler*.

Os estudos de transitórios de acidentes, bem como os meios e métodos para mitigá-los, são bem estabelecidos, havendo uma ampla e divulgada quantidade de pesquisas e resultados, sendo inclusive alguns destes baseados em experiências reais vivenciadas. São inúmeros os casos que vão desde a perda de refrigeração do núcleo do reator, perda essa que pode ser tanto de circulação forçada ou de refrigerante (LOCA), até acidentes mais severos como a fusão do núcleo do reator e os acidentes criticalidade do núcleo fundido devido a mudança da geometria do mesmo gerada por seu “derretimento”.

Situações anômalas e extremas serão demandadas do reator, contudo o objetivo dessa pesquisa não é o estudo da degradação da reação em situações de risco, e sim, trazer a experiência em transientes de acidentes que temos, para adequar as necessidades de transientes operacionais exigidos nessas ocasiões extremas para operação do submarino.

2- FUNDAMENTOS TEÓRICOS

Este capítulo tem por objetivo apresentar os princípios teóricos utilizados como base para o desenvolvimento do SiTONP e para a análise dos resultados dos parâmetros calculados.

As bases teóricas são basicamente duas e consistem primeiramente na simulação do comportamento neutrônico e da potência térmica gerada no reator, em função do tempo, através do modelo de cinética pontual e depois na transferência de calor gerado na placa, pino ou vareta por meio do cálculo do modelo da termo-hidráulica para canal de refrigeração.

Embora sejam apresentadas teorias e equações fundamentais de ambos os assuntos, as discretizações numéricas das equações, no espaço e no tempo, bem como o cálculo do

coeficiente *doppler* por interpolação pelo método de Lagrange serão apresentados no capítulo seguinte, metodologia.

2.1- Modelo da Cinética de Reator

Para um reator nuclear operar em um nível de potência constante, a taxa de produção de nêutrons pelo processo de fissão nuclear deverá ser balanceada pelas perdas neutrônicas por absorção ou por fuga. Isto significa que a densidade de nêutrons ou o fluxo não dependem do tempo, fato conhecido como estado crítico de um reator. Qualquer desvio dessa condição de balanço resultará em uma dependência temporal da população neutrônica e conseqüentemente uma variação no tempo da potência do reator. O estudo do comportamento de um reator cuja densidade ou fluxo variam no tempo consiste nos fundamentos da Cinética de Reator.

Dessa forma, a simulação do comportamento neutrônico e de potência térmica gerada no reator, em função do tempo, utilizada nesse trabalho, conforme dito anteriormente, é feita utilizando-se do modelo de cinética pontual.

O modelo de cinética pontual consiste basicamente na integração da equação da difusão de nêutrons dependente do tempo no domínio da energia e no volume, admitindo-se que a distribuição espacial do fluxo de nêutrons possa ser descrita pelo modo fundamental [13]. Desta forma, as equações obtidas não possuem qualquer dependência espacial, sendo apenas função do tempo. Neste modelo a função geratriz de um transitório é normalmente associada a reatividade, a qual inclui efeitos de realimentação do sistema.

2.1.1- Equações da Cinética Pontual

As equações da cinética pontual [14] são descritas considerando até seis grupos de precursores de nêutrons atrasados e um reator sem fontes adicionais de nêutrons.

$$\bullet \quad \frac{dn(t)}{dt} = \frac{(\rho - \beta)}{\Lambda} n(t) + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \quad (2.1.a)$$

$$\bullet \quad \frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} n(t) - \lambda_i C_i, \quad i = 1, 2, 3, \dots, I \quad (2.1.b)$$

Como a normalização de $n(t)$ é arbitrária, a variável dependente $n(t)$ na equação (2.1.a) pode representar a potência instantânea total $P(t)$ gerada no núcleo de reator em qualquer tempo particular [15]. Isto é, pode-se associar que:

$$\bullet \quad n(t) \rightarrow P(t) = \omega \sum_f v n(t) \quad (2.2)$$

Onde ω é a energia liberada por evento de fissão, $n(t)$ é a densidade de nêutrons e $\sum_f v n(t)$ é a taxa de fissão, sendo \sum_f a seção macroscópica de fissão e v a velocidade do nêutron. Considerando que o nível de potência do reator normalmente é uma variável mais conveniente para monitorar, normalmente expressa-se a dependência temporal do reator em termos de $P(t)$. Dessa maneira, as equações (2.1.a) e (2.1.b) da cinética pontual podem ser escritas como:

- $\frac{dP_f}{dt} = \frac{(\rho - \beta)}{\Lambda} P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i$ (2.3.a)

- $\frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} P_f - \lambda_i C_i$, $i = 1, 2, 3, \dots, I$ (2.3.b)

- $\beta = \sum_{i=1}^I \beta_i$ (2.4)

Os nêutrons atrasados são fundamentais para que seja possível controlar a reação nuclear de fissão, devido ao efeito que exercem sobre o valor do período do reator. O cálculo do tempo de atraso do processo de emissão do nêutron é controlado pela meia-vida do decaimento beta, uma vez que em uma sequência típica da cadeia de decaimento de um isótopo precursor, a emissão do nêutron ocorre subsequentemente a um decaimento beta inicial. No entanto, por causa do número muito grande de diferentes isótopos precursores de nêutrons atrasados, costuma-se agrupar os precursores de em seis classes, as quais são caracterizadas pelas ordens de grandeza de suas meias-vidas.

No caso do calor de decaimento dos produtos de fissão é esperado um comportamento semelhante ao dos precursores de nêutrons atrasados. Porém ao invés de isótopos precursores formados por fissão, teremos núcleos instáveis e excitados de um modo geral, formados pelos produtos de fissão ou por reações de captura.

Devido ao número muito grande de cadeia de decaimento, geralmente se admite onze grupos efetivos de “calor de decaimento” [16]. As equações utilizadas para que ambos os fenômenos sejam calculados são:

- $\frac{dF_j}{dt} = \gamma_j (E_j P_f - F_j)$ (2.5)

- $P = (E_j P_f + \sum_{j=1}^{NCD} F_j) P_{NOM}$ (2.6)

- $E_f = 1 - \sum_{j=1}^{NCD} E_j$ (2.7)

Onde:

$P_f =$ Fração de potência do reator no tempo t, associada a fissão;

$\rho =$ Reatividade do reator;

$\beta =$ Fração total de nêutrons atrasados;

$\Lambda =$	Tempo de geração de nêutrons;
$\lambda_i =$	Constante de decaimento dos precursores do grupo i;
$C_i =$	Fração de concentração dos precursores do grupo i;
$\beta_i =$	Fração de nêutrons atrasados do grupo i;
$I =$	Número de grupos precursores de nêutrons atrasados;
$F_j =$	Fração de potência devido ao decaimento do j-ésimo grupo de produto de fissão;
$\gamma_j =$	Constante de decaimento do j-ésimo grupo de produto de fissão;
$E_j =$	Fração de rendimento do j-ésimo grupo de produto de fissão;
$NCD =$	Número de grupos de decaimentos dos produtos de fissão;
$P =$	Potência total do reator no tempo t; e
$P_{NOM} =$	Potência nominal do reator no tempo t.

2.2- Transferência de Calor no Elemento Combustível

A equação de Fourier que define a relação entre o fluxo de calor e o gradiente de temperatura para a condução de calor unidimensional é dada por:

$$\bullet \quad Q = -KA \frac{dT}{dx} \quad (2.8)$$

O sinal negativo indica que o calor é transferido no sentido contrário do gradiente de temperatura, ou seja, na direção das temperaturas decrescentes. A equação (2.8) também pode ser escrita da seguinte forma:

$$\bullet \quad \frac{Q}{A} = q'' = -K \frac{dT}{dx} \quad (2.9)$$

A perda de calor através da condução térmica pode ser generalizada para abranger um meio tridimensional, resultando:

$$\bullet \quad \text{Taxa de perda de calor por condução/ unidade de volume} = -K \nabla^2 T \quad (2.10)$$

Onde o operador laplaciano ∇^2 pode ser escrito em coordenadas retangulares, cilíndricas ou esféricas de acordo com a geometria do meio que ocorre a condução de calor.

A equação geral para a condução de calor em um meio tridimensional que a energia é liberada por unidade de volume [17], é dada por:

- $\left(\begin{array}{c} \text{Taxa de variação da} \\ \text{energia interna do meio} \end{array} \right) = \left(\begin{array}{c} \text{Taxa de geração} \\ \text{de energia no meio} \end{array} \right) - \left(\begin{array}{c} \text{Taxa de condução de} \\ \text{calor para fora do meio} \end{array} \right)$

Ou em termos matemáticos:

- $\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = q''' + \vec{\nabla} \cdot (K \vec{\nabla} T)$ (2.11)

Afim de simplificar a equação (2.11), podemos considerar um reator apenas em condições estacionárias, dessa maneira, as temperaturas são independentes do tempo. Além desse fato, admite-se que a condutividade térmica do meio material é constante, logo:

- $\nabla^2 T = - \frac{q'''}{K}$ (2.12)

Onde:

Q =	Taxa de transferência de calor (J/s \equiv W);
A =	Área pela qual o calor é transferido (m ²);
$\frac{dT}{dx}$ =	Gradiente de temperatura no ponto considerado (°C/m);
K =	Condutividade térmica do material (W/m.°C);
q'' =	Fluxo de calor (W/m ²);
ρ =	Massa específica do material (Kg/m ³);
c =	Calor específico do material (J/Kg.°C);
q''' =	Densidade de energia no meio (W/m ³);
$\vec{\nabla}$ =	Operador gradiente; e
$\vec{\nabla} T$ =	Gradiente de temperatura no meio.

2.2.1- Elemento Combustível Tipo Placa

A figura 4 representa um elemento combustível tipo placa, com espessura $2a$ envolvido pelo revestimento de espessura b e sem espaçamento entre o combustível e o revestimento, “Gap”. As dimensões da placa nas direções y e z são grandes quando comparadas com os valores de a e b . Dessa maneira, a condução é assumida somente na direção do eixo x . Onde, ΔT_f e ΔT_{cl} são as variações de temperatura no combustível e no revestimento, respectivamente.

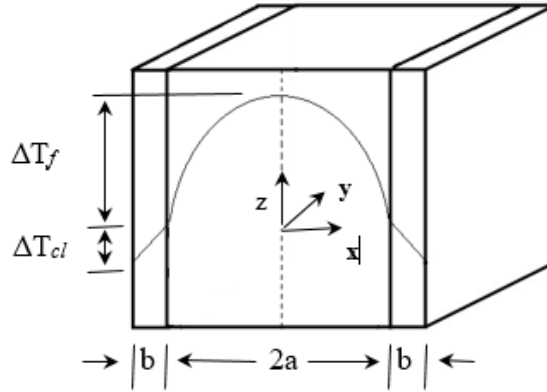


Figura 4: Representação de um elemento combustível tipo placa e sua distribuição de temperatura

No combustível nuclear, a equação (2.12) é escrita da seguinte maneira:

$$\bullet \quad \frac{d^2 T}{dx^2} = -\frac{q'''}{K_f} \quad (2.13)$$

Integrando a equação (2.13), considerando as variáveis condutividade térmica e a densidade de energia como sendo constantes no meio combustível nuclear, temos:

$$\bullet \quad \frac{dT}{dx} = -\frac{x \cdot q'''}{K_f} + C \quad (2.14)$$

Quando $x = 0$, $(dT/dx) = 0$ e, portanto, $C = 0$ [17]. Logo, integrando a equação (2.14) entre $x = 0$ e $x = a$, teremos como resultado:

$$\bullet \quad \Delta T_f = \frac{a^2 \cdot q'''}{2K_f} \quad (2.15)$$

Onde ΔT_f é a variação, diminuição, de temperatura do centro para a superfície do combustível nuclear. Considera-se que a distribuição da temperatura no interior do combustível nuclear é parabólica.

Não há liberação de energia no revestimento e o calor conduzido por unidade de área através do mesmo é $a \cdot q'''$ (em W/m²). Usando a equação (2.9) para esse caso específico, resulta na expressão:

$$\bullet \quad \frac{dT}{dx} = \frac{a \cdot q'''}{2K_{Cl}} \quad (2.16)$$

A qual integrada no intervalo de $x = a$ e $x = a + b$, fornece:

$$\bullet \quad \Delta T_{Cl} = \frac{a \cdot b \cdot q'''}{2K_f} \quad (2.17)$$

Onde ΔT_{Cl} é a variação, diminuição, de temperatura da superfície interna (em contato com o combustível nuclear) para a superfície externa (em contato com o refrigerante) do revestimento.

A diminuição total de temperatura do centro do combustível nuclear para a superfície externa do revestimento é dada por:

$$\bullet \quad \Delta T_f + \Delta T_{Cl} = a \cdot q''' \cdot \left(\frac{a}{2K_f} + \frac{b}{2K_{Cl}} \right) \quad (2.18)$$

2.2.2- Elemento Combustível Tipo Cilíndrico

A figura 5 mostra um elemento combustível do tipo vareta cilíndrica de raio a , com o espaço entre combustível e revestimento, *gap*, de tamanho b e revestimento de espessura c .

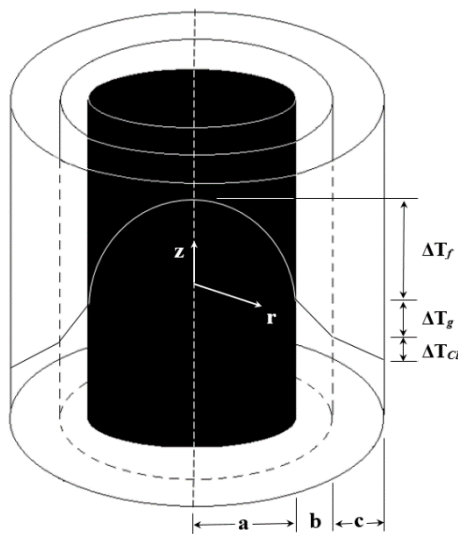


Figura 5: Representação de um elemento combustível tipo vareta e sua distribuição de temperatura

Considerando desprezível a condução de calor na direção do eixo z, a equação de condução de calor para o combustível em coordenadas cilíndricas é dada por:

$$\bullet \quad \frac{d^2T}{dx^2} + \frac{1}{r} \frac{dT}{dz} = -\frac{q'''}{K_f} \quad (2.19)$$

Ou ainda:

$$\bullet \quad \frac{d}{dr} \left(r \frac{dT}{dr} \right) = -\frac{r \cdot q'''}{K_f} \quad (2.20)$$

Integrando a equação (2.20), encontra-se como resultado:

$$\bullet \quad \frac{dT}{dr} = -\frac{r \cdot q'''}{2K_f} + \frac{C}{r} \quad (2.21)$$

Quando $r = 0$ e $(dT/dr) = 0$, $C = 0$. Integrando a equação (2.21) no intervalo de $r = 0$ a $r = a$, a variação de temperatura, diminuição, do centro para a superfície do combustível nuclear fica:

$$\bullet \quad \Delta T_f = \frac{a^2 \cdot q'''}{4K_f} \quad (2.22)$$

A modelagem termo-hidráulica utilizada pelo SiTONP para cálculo de transferência de calor em um elemento combustível tipo vareta leva em consideração a existência de um espaçamento entre o combustível nuclear e o revestimento, “Gap”. Esse espaçamento radial entra a pastilha de UO₂ (Dióxido de urânio) e a superfície interna do revestimento tem cerca de 0,1mm. No entanto, a dilatação térmica do combustível e as alterações no formato do mesmo acabam reduzindo este espaçamento de maneira não uniforme para cerca de 0,01mm [17]. Inicialmente esse espaçamento é preenchido com gás hélio, porém conforme o combustível vai sendo irradiado, fissuras surgem nas pastilhas e produtos de fissão gasosos, principalmente xenônio e criptônio, se difundem por elas até alcançarem o *gap*, o que alteram as características de condução do mesmo.

A condutância térmica do espaçamento que caracteriza sua transmissão de calor é dada por:

$$\bullet \quad h_G = \frac{K}{g} \quad [\text{W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}] \quad (2.23)$$

Onde K é a condutância térmica do gás que preenche o espaçamento (W/m.⁰C) e g é a largura do espaçamento (medida em metro). Dessa forma, a diminuição da largura do *gap* faz com que sua condutância térmica aumente consideravelmente, tornando necessário considerar os efeitos decorrentes desse fato.

A diminuição de temperatura no espaçamento de uma vareta cilíndrica preenchido com gás é dada por:

$$\bullet \quad \Delta T_G = \frac{a \cdot q'''}{2h_G} \quad (2.24)$$

O calor conduzido através do revestimento por unidade de comprimento do elemento combustível cilíndrico é igual a $\pi \cdot a^2 \cdot q'''$. Usando este resultado em conjunto com a equação que exprime a diminuição de temperatura através de uma parede cilíndrica, encontra-se a seguinte expressão:

$$\bullet \quad \Delta T_{Cl} = \frac{a^2 \cdot q''' \cdot \ln\left[\frac{a+b+c}{a+b}\right]}{2K_{Cl}} \quad (2.25)$$

A diminuição total de temperatura do centro do combustível até a superfície externa do revestimento que o envolve é:

$$\bullet \quad \Delta T_{TOTAL} = \Delta T_f + \Delta T_G + \Delta T_{Cl} \quad (2.26)$$

Implicando em:

$$\bullet \quad \Delta T_{TOTAL} = \frac{a^2 \cdot q'''}{2} \left(\frac{1}{2K_f} + \frac{1}{ah_G} + \frac{\ln\left[\frac{a+b+c}{a+b}\right]}{K_{Cl}} \right) \quad (2.27)$$

2.3- Transferência de Calor do Elemento Combustível para o Refrigerante

A transferência de calor por convecção entre uma dada superfície e um fluido que escoar ao longo dessa superfície tem sua equação geral baseada pela equação de Newton.

$$\bullet \quad Q = h \cdot A \cdot \theta \quad (2.28)$$

Ou ainda,

$$\bullet \quad q'' = h \cdot \theta \quad (2.29)$$

Onde Q é a energia transferida para o fluido por unidade de tempo ($J/s \equiv W$), θ é a diferença entre a temperatura da superfície e a temperatura da massa de fluido que escoar ao longo da mesma ($^{\circ}C$), h é o coeficiente de transferência de calor ($W/m^2 \cdot ^{\circ}C$), A é a área da superfície em contato com fluido (m^2) e q'' é a energia transferida para o fluido por unidade de tempo e por unidade de área ($J/s \cdot m^2 \equiv W/m^2$).

Resolvendo a equação (2.29) para um elemento combustível do tipo placa, a variação de temperatura, diminuição, da superfície externa do revestimento ao longo da massa de fluido fica:

$$\bullet \quad (\Delta T_{ce} - \Delta T_{\infty}) = \frac{q''' \cdot a}{h} \quad (2.30)$$

Resolvendo a equação (2.30) para um elemento combustível cilíndrico do tipo vareta, teremos a variação de temperatura, diminuição, da superfície externa do revestimento ao longo da massa de fluido fica:

$$\bullet \quad (\Delta T_{ce} - \Delta T_{\infty}) = \frac{q''' \cdot a^2}{2 \cdot h \cdot (a+b+c)} \quad (2.31)$$

A equação (2.28) expressa a transferência de calor por convecção da superfície externa do revestimento para o refrigerante. No entanto, em sua solução, o principal problema em usá-la é determinar o valor do coeficiente de transferência de calor h . O método mais comum para relacionar dados de transferência de calor por convecção utiliza equações nas quais as propriedades do fluido, dimensões do sistema, e outras características relevantes são arranjadas em grupos adimensionais [18]. As constantes que serão apresentadas nas equações a seguir são determinadas experimentalmente. É importante destacar que o escoamento do refrigerante em um reator se dá por meio de convecção forçada, já que o fluido é bombeado através do núcleo do reator. Os grupos adimensionais geralmente usados em equações que descrevem a convecção forçada são:

$$\bullet \quad \text{O número de Reynolds: } (R_e) = \frac{\rho \cdot v \cdot d_e}{\mu} \quad (2.32)$$

$$\bullet \quad \text{O número de Prandtl: } (P_r) = \frac{c_p \cdot \mu}{K} \quad (2.33)$$

$$\bullet \quad \text{O número de Nusselt: } (N_u) = \frac{h \cdot d_e}{K} \quad (2.34)$$

$$\bullet \quad \text{O número de Stanton: } (S_t) = \frac{h}{\rho \cdot v \cdot c_p} = \frac{(N_u)}{(R_e) \cdot (P_r)} \quad (2.35)$$

Onde:

μ = Viscosidade do fluido;

k = Condutividade térmica do fluido ;

- $\rho =$ Massa específica;
- $C_p =$ Calor específico do fluido a pressão constante;
- $v =$ Velocidade de escoamento do fluido;
- $d_e =$ Diâmetro efetivo do duto no qual o fluido escoar.

Sendo d_e definido por:

$$\bullet \quad d_e = \frac{4 \cdot (\text{Área de escoamento})}{\text{Perímetro em contato com o fluido}} \quad (2.36)$$

O número de Reynold, que é uma medida da razão entre a inércia e as forças viscosas em um fluido em circulação, caracteriza o escoamento. Em particular, a transição entre escoamento laminar e escoamento turbulento ocorre para valores de (Re) da ordem de 2000. O número de Prandtl depende apenas das propriedades do fluido, sendo dado pela razão entre a viscosidade cinemática e a difusividade térmica. Este número determina a maneira pela qual a temperatura e velocidade de um fluido variam próximo da parede de um tubo em que o mesmo escoar e no qual está sendo aquecido ou resfriado.

Há diversas equações empíricas adimensionais que são utilizadas para determinar coeficientes de transmissão de calor. Em quase todos os reatores de potência, o refrigerante circula em alta velocidade através do núcleo com valores de (Re) muito maiores que 2000, de tal modo que o escoamento é turbulento. Portanto, torna-se necessário empregar equações apropriadas para descrever a convecção forçada em condições de escoamento turbulento. A equação deste tipo mais utilizada para água e gases em canos redondos lisos é a equação de Dittus-Boelter:

$$\bullet \quad (N_u) = 0,023 \cdot (R_e)^{0,8} \cdot (P_r)^{0,4} \quad (2.37)$$

3- METODOLOGIA

Tendo como base os principais fundamentos teóricos descritos no capítulo anterior, será apresentar quais são os métodos científicos e matemáticos utilizados para se obter as soluções dos diversos parâmetros calculados pelo SiTONP.

3.1- Metodologia para as Equações da Cinética de Nêutrons

Conforme já citado no capítulo anterior, utiliza-se as equações da cinética pontual, considerando seis grupos de precursores de nêutrons atrasados e simulando um reator sem fontes adicionais de nêutrons. Sendo as equações escritas na forma das equações (2.3.a) e (2.3.b), sendo $i = 1, 2, 3, \dots, 6$.

A reatividade total do sistema, $\rho(t)$, é composta pela soma de parcelas reatividade de inserção (ρ_{in}), reatividade dos efeitos de realimentação (reatividade de *feedback* - ρ_{fb}) e a reatividade de desligamento do reator (reatividade de *shutdown* - ρ_{sd}). Logo a reatividade total ρ é dada por:

$$\bullet \quad \rho(t) = \rho_{in}(t) + \rho_{fb}(t) + \rho_{sd}(t) \quad (3.1)$$

Nesta equação as três parcelas do segundo membro podem ser expressas nas unidades PCM (1PCM = 10^{-5} $\Delta K/K$) ou em dólar (1dólar = 700PCM = 0,007 $\Delta K/K$), ficando a reatividade total em função da unidade escolhida.

Tendo como base a equação (2.6), a densidade de potência no combustível é obtida fazendo:

$$\bullet \quad q''' = \frac{P}{N_f \cdot V_f} \quad (3.2)$$

3.1.1- Efeitos da Variação de Temperatura na Reatividade do Reator (Efeitos de Realimentação)

Na operação de um reator nuclear de potência, a população de nêutrons é grande suficiente que qualquer mudança no calor de fissão proveniente da variação da população neutrônica irá gerar alterações na temperatura interna do reator, a qual consequentemente produzirá variações na reatividade.

Quando a população de nêutrons aumenta, o calor de fissão também aumenta. Uma vez que esse calor é gerado no combustível nuclear, a temperatura do combustível aumentará imediatamente. Esse aumento na temperatura do combustível irá alargar sua secção de choque de absorção e fissão eficaz, resultando geralmente num aumento na absorção de nêutrons e uma redução correspondente na reatividade - o efeito *Doppler* [17].

Uma parte desse calor de fissão será transportado para fora do elemento combustível até a estrutura e refrigerante/moderador ao seu redor, gerando um aumento de suas temperaturas, atrasado no tempo. Este aumento de temperatura do moderador causará a diminuição de sua densidade, que por sua vez aumentará o espaço vazio entre suas moléculas, reduzindo desse modo sua eficácia de moderação.

Nos reatores PWR, a variação de temperatura no núcleo atua como realimentação para o restabelecimento da nova condição de potência do reator. Esse efeito, representado por coeficientes de reatividades negativos, estabelece um controle intrínseco ao reator. No entanto, para o caso específico de um reator PWR embarcado, essas inserções de reatividades negativas devido aos efeitos de realimentação podem dificultar a operação do submarino, bem como inviabilizar o cumprimento de suas manobras táticas.

Sendo então as variações de temperatura um fenômeno de tamanha interferência no comportamento da reação em cadeia de fissão, nossa modelagem numérica não iria gerar soluções verdadeiras caso elas fossem desconsideradas. No SiTONP, a terceira parcela da equação (3.1) simula os efeitos de realimentação da reatividade associada as variações nas temperaturas do combustível e do moderador, bem como na densidade do refrigerante. Sendo assim, a reatividade de realimentação, “*feedback*”, é modelada como:

$$\bullet \quad \rho_{fb}(t) = \alpha_f [T_f(t_n) - T_f(t_{n-1})] + \alpha_w [T_w(t_n) - T_w(t_{n-1})] + \alpha_{dens} [\bar{\rho}_w(t_n) - \bar{\rho}_w(t_{n-1})] \quad (3.3)$$

Sendo:

$\Delta T_f =$ Variação da temperatura média do combustível;

$\Delta T_w =$ Variação da temperatura média do moderador;

$\Delta \bar{\rho}_w =$ Variação da densidade média do moderador;

$\alpha_f =$ Coeficiente de temperatura do combustível;

$\alpha_w =$ Coeficiente de temperatura do moderador;

$\alpha_{dens} =$ Coeficiente de densidade do moderador.

Como já foi dito, situações anômalas e extremas serão demandadas do reator, contudo o objetivo desse trabalho não é o estudo da degradação da reação em situações de risco, e sim, trazer a experiência em transientes de acidentes que temos, para realizar os estudos dos transientes operacionais de potência exigidos para operação do submarino.

Dentro desse contexto, percebemos que durante esses transientes de operação as variações de densidade do moderador serão pequenas e diferentes das situações de acidente. As condições de integridade do núcleo são preservadas, não havendo dessa maneira perda de refrigerante no circuito primário e a pressão no interior do reator é considerada constante. Portanto, os coeficientes de temperatura e de densidade do moderador irão sofrer variações suaves em seus valores.

No entanto, as oscilações mais severas concentram-se nas variações de temperatura do combustível nuclear, afetando diretamente e de maneira proporcional o coeficiente de temperatura do combustível.

Sendo assim, os coeficientes de temperatura e densidade do moderador são considerados constantes e são declarados no arquivo de entrada do SiTONP através das variáveis TMODE e ADENS, respectivamente. Como estão sendo estudando os transientes operacionais de potência com o reator quente a inserção de reatividade ocorre havendo uma condição inicial bem definida e com os parâmetros tanto da cinética pontual quanto da termo-hidráulica bem determinados. Dessa maneira, os valores calculados desses fatores no instante de tempo subsequente baseiam-se nesses valores iniciais, logo, o coeficiente de temperatura *doppler* é calculado a partir de um valor inicial da temperatura do combustível, seguindo de maneira iterativa.

Utiliza-se a interpolação por Polinômio de Lagrange para avaliar a convergência da reatividade de *feedback*, como será explicado mais adiante.

3.1.2- Efeito *Doppler* Nuclear

Nesse tópico será abordado a teoria do fenômeno, bem como a formulação utilizada no SiTONP para o cálculo do coeficiente de temperatura do combustível. Também é apresentado o artifício matemático, a Interpolação de Lagrange, usado para a extrapolação do valor desse coeficiente no tempo futuro e verificação de convergência do resultado calculado.

O denominado Efeito *Doppler* é caracterizado pela variação da banda energética de absorção de nêutrons térmicos. Essa variação é diretamente proporcional a variação de temperatura no combustível nuclear, portanto, um fenômeno de extrema importância para ser levado em consideração nos cálculos das rampas de potência do reator, uma vez que a taxa de absorção neutrônica pelo efeito *doppler* pode inserir uma reatividade negativa que se

sobreponha a reatividade de inserção (ρ_{in}) ocasionado uma perda de potência do reator e até mesmo seu desligamento.

Na verdade, no entanto, os núcleos estão localizados em átomos que estão em movimento contínuo devido à sua energia térmica. Como resultado destes movimentos térmicos, até mesmo um feixe de nêutrons estritamente monoenergéticos incidindo sobre um alvo atinge o núcleo no alvo tendo uma propagação contínua de energia, o que, por sua vez, tem um efeito sobre a forma observada de uma ressonância. Assim, pode-se demonstrar que quando a seção transversal é média sobre os movimentos dos núcleos, a ressonância torna-se mais curta e mais larga do que quando os núcleos estão em repouso. Além disso, o efeito torna-se mais acentuado à medida que a temperatura do alvo aumenta, como indicado na figura 6 [19]. A mudança na forma da ressonância com a temperatura é chamada de Ampliação *Doppler*. Na figura 6, a ressonância não-expandida para 0°K foi calculada a partir da fórmula de Breit-Wigner, já que nessa temperatura não há movimento térmico. Um importante aspecto do Efeito *Doppler* é que, mesmo que a forma da ressonância mude com a temperatura, a área total sobre a curva permanece essencialmente constante.

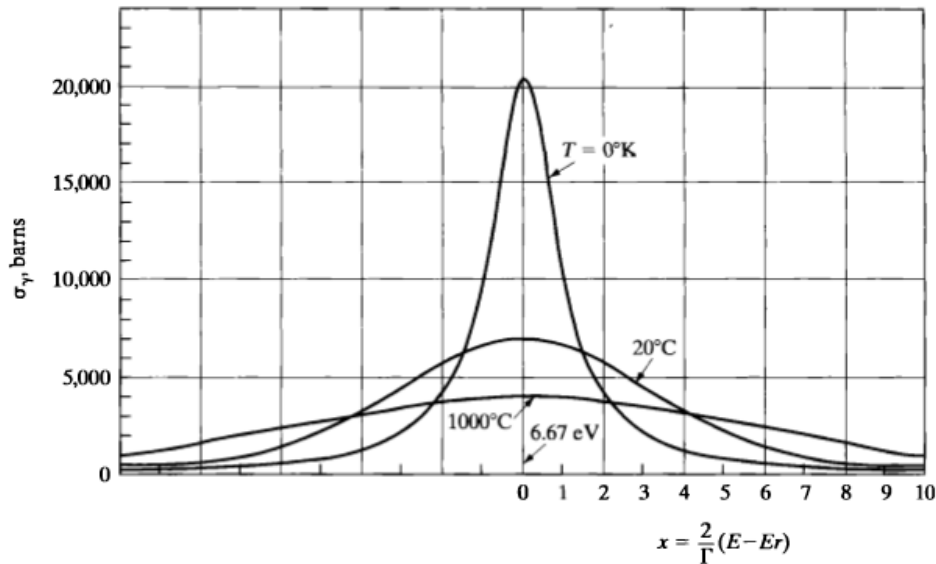


Figura 6: Ampliação *Doppler* da seção de choque de captura do Urânio 238 para ressonância de 6,67 eV.

Considere agora nêutrons sendo termalizados em um reator térmico para uma determinada faixa energética particular de ressonância. O número de nêutrons absorvidos por cm^3/seg nessa ressonância é dado por:

$$\bullet F_a = \int \phi(E) \Sigma a(E) d(E) \quad (3.4)$$

Onde $\phi(E)$ é o fluxo em função da energia, $\Sigma a(E)$ é a seção de choque macroscópica de absorção e a integral é calculada através da curva de ressonância. A equação (3.4) também pode ser escrita da seguinte forma:

$$\bullet F_a = \phi_{med} \int \Sigma a(E) d(E) \quad (3.5)$$

Sendo ϕ_{med} o valor médio do fluxo de nêutrons na faixa energética de ressonância. A integral remanescente é simplesmente a área total sob a curva, a qual é constante independente da temperatura. Portanto, segue que o número de nêutrons absorvidos pela ressonância é proporcional ao fluxo médio na faixa de ressonância.

Não é difícil de perceber que o valor de ϕ_{med} depende da temperatura. Agora, suponhamos que haja um aumento na temperatura. Como explicado anteriormente, a amplitude da seção de choque de absorção diminui devido ao Efeito *Doppler*, o que por sua vez, causa o aumento de ϕ_{med} . A situação é análoga à colocação de um absorvente de nêutrons, tal como uma haste de controle ou uma folha de material absorvente, no meio em que os nêutrons estão se difundindo. Se a seção de choque de absorção é aumentada, o fluxo de nêutrons nesta vizinhança é reduzido, mas se a seção de choque diminui, o fluxo claramente torna-se maior.

Finalmente, uma vez que ϕ_{med} aumenta com a temperatura e o número de nêutrons absorvidos pela ressonância é proporcional a ϕ_{med} , conclui-se que a absorção ressonante aumenta com o aumento da temperatura do combustível. Isto por consequência diminui o valor do fator de multiplicação k e é responsável pelo valor negativo do coeficiente de temperatura do combustível.

Para calcular α_f em um reator térmico, o fator de multiplicação é escrito da seguinte forma:

$$\bullet \quad k = k_{\infty} P = \eta_T f p \in P \quad (3.6)$$

Onde P é a probabilidade geral de não fuga. A probabilidade de escape de ressonância, p , é obtida através do logaritmo:

$$\bullet \quad \ln k = \ln \eta_T f p \in P + \ln p \quad (3.7)$$

Diferenciando com relação à temperatura e mantendo todos os parâmetros constantes, exceto p , temos então:

$$\bullet \quad \frac{d(\ln k)}{dT} = \frac{1}{k} \frac{d(\ln p)}{dT} = \frac{1}{p} \frac{dp}{dT}, \text{ ou } \alpha_f = \alpha_f(p) \quad (3.8)$$

P é dado pela fórmula:

$$\bullet \quad p = \exp \left[- \frac{N_F V_F I}{\zeta_M \Sigma_{sM} V_M} \right] \quad (3.9)$$

Onde I é a integral ressonante, V_F e V_M são os volumes de uma única célula de combustível e moderador, respectivamente. N_F é a densidade atômica do combustível, Σ_{sM} é a seção macroscópica de espalhamento do moderador e ζ_M é uma constante. O coeficiente de p pode ser calculado se assumirmos que a temperatura do moderador permanece constante enquanto a temperatura do combustível nuclear muda. Tanto σ_{sM} e V_M são constantes. Além do mais, o produto $N_F V_F$, que é igual ao número total de átomos de combustível na barra de combustível, não muda com a temperatura. A inteira dependência de p em relação a temperatura está em I .

Sendo I representada pela fórmula:

$$\bullet \quad I(t) = I(300K) [1 + \beta_I (\sqrt{T} - \sqrt{300K})] \quad (3.10)$$

Onde a temperatura é dada em Kelvin. A dependência de I em relação a temperatura é devido ao Efeito *Doppler* explicado anteriormente. O parâmetro β_I é uma função das propriedades do combustível e é dado aproximadamente por:

$$\bullet \quad \beta_I = A' + C' / a\rho \quad (3.11)$$

Onde, A' e C' são constantes tabeladas, a é o raio da barra de combustível em cm e ρ é a densidade do combustível em g/cm³.

Da equação (3.10), no entanto, podemos escrever [18]:

$$\bullet \quad \alpha_f = \frac{\beta_I}{2\sqrt{T}} \ln \left[\frac{1}{p(300K)} \right] \quad (3.12)$$

Dessa maneira, α_f é uma função matemática dependente somente da temperatura do combustível nuclear, uma vez que os valores de β_I e $p(300K)$ são valores tabelados pelo tipo de combustível (UO₂, ThO₂, U₃Si₂, ...). Para realizarmos os cálculos do coeficiente de temperatura do combustível no SiTONP, a equação (3.12) foi simplificada para a seguinte forma:

$$\bullet \quad \alpha_f(t) = \frac{DOPPL}{[T_f(t)]^{ALF}} \quad (3.13)$$

Onde, DOPPL é uma variável que recebe um valor numérico de acordo com as propriedades tabeladas do combustível nuclear utilizado, $T_f(t)$ é a temperatura do combustível no instante t e ALF é uma variável que recebe os valores 1 ou 1/2, simulando assim, um coeficiente de temperatura do combustível em função do inverso da temperatura ou em função do inverso de sua raiz quadrada. O SiTONP calcula o coeficiente de temperatura do combustível de maneira iterativa.

3.1.3- Cálculo e Avaliação da Reatividade de Realimentação pela Interpolação Polinomial de Lagrange

O objetivo principal dessa pesquisa é o estudo dos transientes operacionais de potência de um reator tipo PWR embarcado em uma plataforma naval, onde se faz necessário a inserção de uma rampa de reatividade para se obter uma excursão de potência mecânica na turbina que atenda às necessidades táticas do submarino em determinado instante. Dessa forma, o cálculo e a análise da reatividade de realimentação deve possuir um nível alto de exatidão em relação ao fenômeno real, de modo a se obter valores precisos da reatividade total que está sendo inserida no reator para que se possa ter uma correta estimativa do comportamento do mesmo.

Afim de obter essa precisão necessária, foi criado no SiTONP a subrotina AVAFB (Avaliação do *Feedback*), a qual é responsável não só por calcular a reatividade de

realimentação para um timestep futuro utilizando a interpolação de Lagrange, mas também por avaliar e gerenciar a convergência do valor extrapolado.

A Interpolação é o processo matemático utilizado quando se deseja estimar qual será o valor futuro de uma variável tendo somente um conjunto de dados da mesma. O que fazemos é aproximar uma função desconhecida por uma outra. Dessa maneira, uma classe de funções muito usada para aproximar outras funções desconhecidas é a de polinômios.

Para isso, é garantido que sempre é possível aproximar uma função contínua por um polinômio. Além disso, polinômios têm derivadas e integrais muito fáceis de serem calculadas. No entanto, encontrar um polinômio interpolador a partir da resolução de um sistema de equações pode ser muito trabalhoso. Por esse motivo, utiliza-se a metodologia de Lagrange para encontrar os polinômios interpoladores de qualquer ordem sem ter que resolver sistemas de equações, metodologia essa que possui o seguinte fundamento teórico [20]:

Sejam x_0, x_1, \dots, x_n , $(n+1)$ pontos distintos e $y_i = f(x_i)$, $i = 0, \dots, n$.

Seja $p_n(x)$ o polinômio de grau $\leq n$ que interpola f em x_0, \dots, x_n . Podemos representar $p_n(x)$ na forma $p_n(x) = y_0L_0(x) + y_1L_1(x) + \dots + y_nL_n(x)$, onde os polinômios $L_k(x)$ são de grau n . Para cada i , queremos que a condição $p_n(x) = y_i$ seja satisfeita, ou seja:

$$p_n(x) = y_0L_0(x) + y_1L_1(x) + \dots + y_nL_n(x) = y_i.$$

De maneira compacta, pode-se escrever a forma de Lagrange para o polinômio interpolador como:

$$\bullet \quad p_n(x) = \sum_{k=0}^n f(x_k) L_k(x) \quad (3.14)$$

Onde, $L_k(x)$ são os fatores de Lagrange e são dados por:

$$\bullet \quad L_{n,k}(x) = \frac{(x-x_0)\dots(x-x_{k-1})(x-x_{k+1})\dots(x-x_n)}{(x_k-x_0)\dots(x_k-x_{k-1})(x_k-x_{k+1})\dots(x_k-x_n)} = \prod_{i=0, i \neq k}^n \frac{(x-x_i)}{(x_k-x_i)} \quad (3.15)$$

3.1.3.1- Cálculo da Reatividade de Realimentação pela Interpolação de Lagrange

O regime de transiente parte de uma condição do reator em regime estacionário, o qual possui um valor de $\rho_{fb}(Est)$ já calculado. Da mesma forma, o primeiro e o segundo instantes de tempo de cálculo do transiente (t_0) e (t_1), geram as reatividades de *feedback* $\rho_{fb}(t_0)$ e $\rho_{fb}(t_1)$, respectivamente, e assim por diante.

A função matemática da reatividade de realimentação é bem conhecida, logo, tendo três pontos dessa função ($\rho_{fb}(Est)$, $\rho_{fb}(t_0)$ e $\rho_{fb}(t_1)$), obtém-se, por meio do segundo polinômio interpolador de Lagrange o valor extrapolado da reatividade de realimentação para o tempo futuro (t_1), $\rho_{fb}EX(t_1)$. Ou seja, em um timestep t_{n-1} é obtido um valor extrapolado para o valor da reatividade de *feedback* do timestep seguinte (t_n), $\rho_{fb}EX(t_n)$, através da determinação do segundo polinômio de Lagrange para a função $\rho_{fb}(t)$, equação (3.3), utilizando os pontos x_{n-2} , x_{n-1} e x_n . Como ilustrado na figura 7.

Para definir o polinômio interpolador, o primeiro passo é estabelecer $L_0(x)$, $L_1(x)$ e $L_2(x)$. Usando a definição vista anteriormente, temos que:

$$\bullet \quad L_0(x) = \frac{(x-x_{n-1})(x-x_n)}{(x_{n-2}-x_{n-1})(x_{n-2}-x_n)} \quad (3.16)$$

- $L_1(x) = \frac{(x-x_{n-2})(x-x_n)}{(x_{n-1}-x_{n-2})(x_{n-1}-x_n)}$ (3.17)

- $L_2(x) = \frac{(x-x_{n-2})(x-x_{n-1})}{(x_n-x_{n-2})(x_n-x_{n-1})}$ (3.18)

Como

$$f(x_0) = \rho_{fb}(t_{n-2}), f(x_1) = \rho_{fb}(t_{n-1}) \text{ e } f(x_2) = \rho_{fb}(t_n),$$

Temos que

$$p(x) = \sum_{k=0}^2 f(x_k) L_k(x) =$$

$$\rho_{fb}(t_{n-2}) \frac{(x-x_{n-1})(x-x_n)}{(x_{n-2}-x_{n-1})(x_{n-2}-x_n)} + \rho_{fb}(t_{n-1}) \frac{(x-x_{n-2})(x-x_n)}{(x_{n-1}-x_{n-2})(x_{n-1}-x_n)} + \rho_{fb}(t_n) \frac{(x-x_{n-2})(x-x_{n-1})}{(x_n-x_{n-2})(x_n-x_{n-1})} =$$

$$\Rightarrow p(x) = ax^2 + bx + c$$

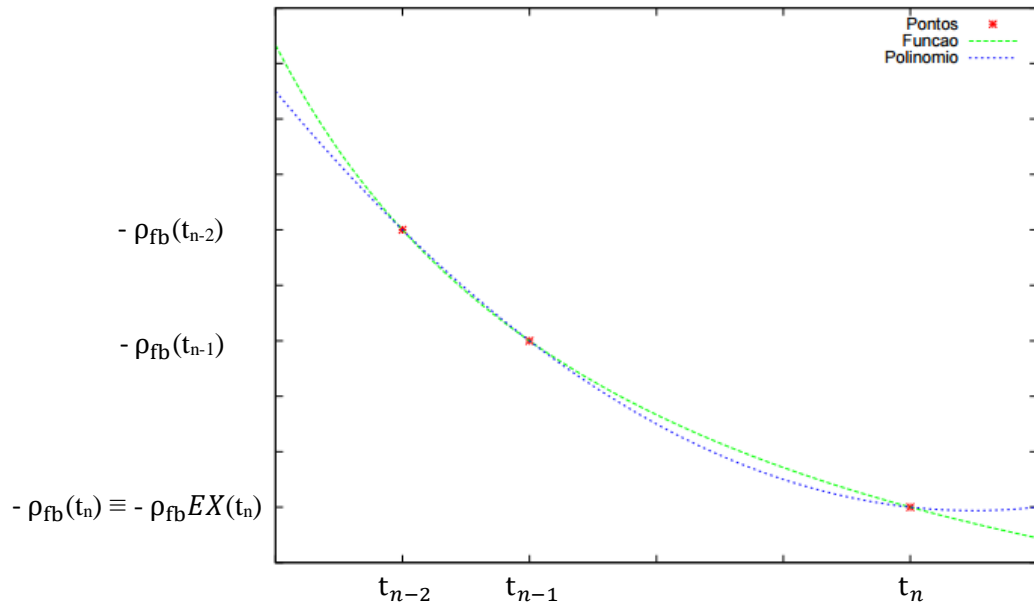


Figura 7: Gráfico de comparação entre a função $\rho_{fb}(t)$ e o polinômio $p(x)$.

3.1.3.2- Teste da convergência da reatividade de Realimentação na Interpolação de Lagrange

O valor extrapolado da reatividade é comparado com o valor calculado obtendo-se assim o erro, $\rho_{fb}(t_n) - \rho_{fb}EX(t_n)$. Caso haja um erro, $\rho_{fb}(t_n) - \rho_{fb}EX(t_n) > 0$, o valor de $\rho_{fb}EX(t_n)$ será recalculado recebendo como valor a média aritmética entre a reatividade de realimentação calculada e a extrapolada.

Desse modo, o algoritmo entra em uma estrutura de repetição, onde i é o índice de repetição, seguindo com o valor da reatividade média até o mesmo convergir, equação (3.19), atendendo dessa maneira a condição imposta. A figura 8 exemplifica essa metodologia.

$$\bullet \quad \rho_{fb}EX(t_n)i = \frac{\rho_{fb}(t_n) + \rho_{fb}EX(t_n)i-1}{2} \quad (3.19)$$

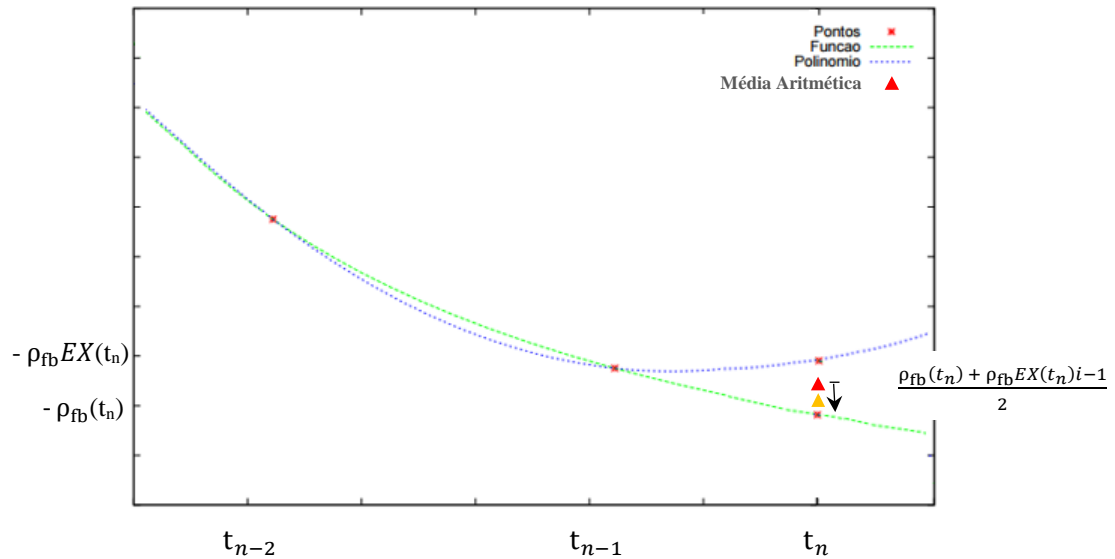


Figura 8: Gráfico da metodologia de convergência

Satisfeita a condição, o programa avança utilizando o valor da reatividade de *feedback* extrapolada no instante de tempo t_n para o cálculo da reatividade total e outros parâmetros que dependam do seu valor no mesmo instante temporal.

3.1.4- Solução Numérica das Equações da Cinética Pontual

Nesse tópico, serão deduzidas as equações resultantes da utilização do método de Cohen para a integração numérica das equações da cinética [12].

Sejam as equações (2.3.a) e (2.3.b) da cinética pontual:

$$\bullet \quad \frac{dP_f}{dt} = \frac{(\rho-\beta)}{\Lambda} P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \quad (2.3.a)$$

$$\bullet \quad \frac{dC_i}{dt} = \frac{\beta_i}{\Lambda} P_f - \lambda_i C_i, \quad i= 1, 2, 3, \dots, I \quad (2.3.b)$$

Fazendo,

$$\bullet \quad \frac{dP_f}{dt} - \alpha P_f = \left(\frac{\rho-\beta}{\Lambda} - \alpha \right) P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \quad (3.20)$$

Onde α é um parâmetro inicialmente arbitrário e multiplicando ambos os membros da equação por um parâmetro de integração F, obtém-se:

$$\bullet \quad F \frac{dP_f}{dt} - F\alpha P_f = \left[\left(\frac{\rho-\beta}{\Lambda} - \alpha \right) P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \right] F \quad (3.21)$$

Fazendo então $F\alpha = -\frac{dF}{dt}$, tem-se:

$$\bullet \quad \int_0^F \frac{dF}{F} = \int_0^t -\alpha dt, \text{ ou então } F = e^{-\alpha t} \quad (3.22)$$

Portanto,

$$\bullet \quad e^{-\alpha t} \frac{dP_f}{dt} - \alpha e^{-\alpha t} P_f = \left[\left(\frac{\rho-\beta}{\Lambda} - \alpha \right) P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \right] e^{-\alpha t} \quad (3.23)$$

Supondo α constante, obtém-se:

$$\bullet \quad \frac{d(e^{-\alpha t} P_f)}{dt} = \left[\left(\frac{\rho-\beta}{\Lambda} - \alpha \right) P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \right] e^{-\alpha t} \quad (3.24)$$

Ou ainda,

$$\bullet \quad d(e^{-\alpha t} P_f) = dt \left[\left(\frac{\rho-\beta}{\Lambda} - \alpha \right) P_f + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i \right] e^{-\alpha t} \quad (3.24)$$

Logo,

$$\bullet \int_{t_0}^t d[e^{-\alpha t'} P_f(t')] = \int_{t_0}^t dt' \left\{ \left[\frac{\rho(t') - \beta}{\Lambda} - \alpha \right] P_f(t') + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i(t') \right\} e^{-\alpha t'} \quad (3.25)$$

Resolvendo a integral para o valor de $P_f(t)$, pode-se escrever:

$$\bullet P_f(t) = P_f(t_0) e^{\alpha(t-t_0)} + \int_{t_0}^t \left\{ \left[\frac{\rho(t') - \beta}{\Lambda} - \alpha \right] P_f(t') + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i(t') \right\} e^{\alpha(t-t')} dt' \quad (3.26)$$

Fazendo,

$$\bullet R(t) = \left[\frac{\rho(t) - \beta}{\Lambda} - \alpha \right] P_f(t) + \sum_{i=1}^I \lambda_i C_i(t) \quad (3.27)$$

Temos,

$$\bullet P_f(t) = P_f(t_0) e^{\alpha(t-t_0)} + \int_{t_0}^t R(t') e^{\alpha(t-t')} dt' \quad (3.28)$$

De modo idêntico, para a equação (2.3.b) obtém-se, por integração:

$$\bullet C_i(t) = C_i(t_0) e^{-\lambda_i(t-t_0)} + \frac{\beta_i}{\Lambda} \int_{t_0}^t P_f(t') e^{-\lambda_i(t-t')} dt', \quad i = 1, \dots, 6 \quad (3.29)$$

Procedendo a mudança de variáveis em t , de tal modo que tenhamos $t = t_0 + \xi$ e $0 \leq \xi \leq h$, chamando de h o intervalo de integração, obtém-se:

$$\bullet P_f(t_0 + \xi) = P_f(t_0) e^{\alpha\xi} + \int_{t_0}^{t_0+\xi} R(t') e^{\alpha(t_0+\xi-t')} dt' \quad (3.30)$$

Fazendo uma mudança de variável do tipo $\tau = t' - t_0$, tem-se:

$$\bullet P_f(t_0 + \xi) = P_f(t_0) e^{\alpha\xi} + \int_{t_0}^{\xi} R(t_0 + \tau) e^{\alpha(\xi-\tau)} d\tau \quad (3.31)$$

Ou ainda, fazendo $\alpha\tau = xu$ e $x = \alpha\xi$, de tal forma que:

$$\bullet P_f(t_0 + \xi) = P_f(t_0) e^{\alpha\xi} + \xi \int_0^1 R(t_0 + \xi u) e^{x(1-u)} du \quad (3.32)$$

Não é difícil mostrar que as equações dos precursores ficam:

$$\bullet \quad C_i(t_0 + \xi) = C_i(t_0)e^{\lambda_i \xi} + \frac{\beta_i}{\Lambda} \xi \int_0^1 P_f(t_0 + \xi u) e^{Y_i(1-u)} du \quad (3.33)$$

Onde $Y_i = \lambda_i \xi$.

O método de Cohen [21] consiste em assumir:

$$\bullet \quad \alpha = \frac{\rho(t_0) - \beta}{\Lambda} \quad (3.34)$$

Aproximando os integrandos R e P_f das equações (3.32) e (3.33) em polinômios do zero, do primeiro e do segundo grau, em u . Dessa forma, um conjunto de funções $C_n(\zeta)$ são computadas a partir de:

$$\bullet \quad C_n(\zeta) = \int_0^1 u^{(n-1)} e^{\zeta(1-u)} du \quad (3.35)$$

Desde que:

$$\bullet \quad C_1(\zeta) = \frac{e^\zeta - 1}{\zeta} \quad (3.36)$$

Integrando por parte a equação (3.35) temos a relação de recorrência:

$$\bullet \quad C_{n+1}(\zeta) = \frac{n C_n(\zeta) - 1}{\zeta} \quad (3.37)$$

Aplicando as aproximações na equação (3.32), num primeiro estágio temos $P_f(t_0 + \xi) = P_1$, sendo:

$$\xi = \frac{h}{2} \text{ e}$$

$$R(t_0 + \xi u) = R(t_0) = R_0.$$

Logo,

$$P_1 = P_0 e^{\alpha \frac{h}{2}} + \frac{h}{2} R_0 \int_0^1 e^{\alpha \frac{h}{2}(1-u)} du$$

A qual, de acordo com a equação (3.35), fica:

$$\bullet \quad P_1 = P_0 e^{\alpha \frac{h}{2}} + \frac{h}{2} R_0 C_1 \left(\alpha \frac{h}{2} \right) \quad (3.38)$$

Em um segundo estágio, mantido $\xi = \frac{h}{2}$, assumimos:

$$\bullet \quad R(t_0 + \xi u) = A + Bu \quad (3.39)$$

Com $A = R_0$ e $B = R_1 - R_0$, de tal forma que tenhamos:

$$\bullet \quad P_2 = P_0 e^{\alpha \frac{h}{2}} + \frac{h}{2} R_0 \int_0^1 e^{\alpha \frac{h}{2}(1-u)} du + \frac{h}{2} (R_1 - R_0) \int_0^1 u e^{\alpha \frac{h}{2}(1-u)} du \quad (3.40)$$

Ou ainda,

$$P_2 = P_0 e^{\alpha \frac{h}{2}} + \frac{h}{2} R_0 C_1 \left(\alpha \frac{h}{2} \right) + \frac{h}{2} (R_1 - R_0) C_2 \left(\alpha \frac{h}{2} \right)$$

Que após arranjarmos, fica:

$$\bullet \quad P_2 = P_1 + \frac{h}{2} (R_1 - R_0) C_2 \left(\alpha \frac{h}{2} \right) \quad (3.41)$$

No terceiro estágio, mantém-se a equação (3.39), no entanto considera-se $\xi = h$, $A = R_0$ e $B = 2(R_1 - R_0)$. Com isso temos:

$$\bullet \quad P_3 = P_0 e^{\alpha h} + h R_0 C_1(\alpha h) + 2h(R_2 - R_0) C_2(\alpha h) \quad (3.42)$$

No quarto e último estágio, consideramos uma forma quadrática para $R(t_0 + \xi u)$, com $\xi = h$, da forma:

$$\bullet \quad R(t_0 + \xi u) = A + Bu + Cu^2 \quad (3.43)$$

Sendo, $A = R_0$, $B = -3R_0 + 4R_2 - R_3$ e $C = 2(R_0 - 2R_2 + R_3)$. Dessa forma, tem-se:

$$\bullet \quad P_4 = P_0 e^{\alpha h} + h R_0 C_1(\alpha h) - h(3R_0 - 4R_2 + R_3) C_2(\alpha h) + 2h(R_0 - 2R_2 + R_3) C_2(\alpha h) \quad (3.44)$$

Ou ainda,

$$\bullet \quad P_4 = P_1 + h(R_0 - 2R_2 + R_3)[2C_3(\alpha h) - C_2(\alpha h)] \quad (3.45)$$

Ficando determinado, dessa forma, $P(t_0 + h)$.

Para calcular as funções $C_1(\zeta)$, $C_2(\zeta)$ e $C_3(\zeta)$, parte-se da equação (3.36) e utiliza-se a expansão em série de e^ζ .

$$\bullet \quad C_1(\zeta) = \frac{\sum_{m=0}^{\infty} \frac{\zeta^m}{m!} - 1}{\zeta} \quad (3.46)$$

Utilizando a relação descrita pela equação (3.37), chega-se à seguinte série:

$$\bullet \quad C_3(\zeta) = 2 \sum_{m=0}^{\infty} \frac{\zeta^m}{(m+3)!} \quad (3.47)$$

Quando $|\zeta| < 1$, o SiTONP considera os dez primeiros termos da série (3.47) da seguinte forma:

$$\bullet \quad C_3(\zeta) = \frac{1}{3} + \frac{\zeta}{4} \left(\frac{1}{3} + \frac{\zeta}{5} \left(\frac{1}{3} + \dots + \frac{\zeta}{11} \left(\frac{1}{3} + \frac{\zeta}{12} \left(\frac{1}{3} + \frac{\zeta}{13} \left(\frac{1}{3} \right) \dots \right) \right) \right) \right) \right) \quad (3.48)$$

O que minimiza o erro de arredondamento na aritmética de potências. As funções $C_1(\zeta)$, $C_2(\zeta)$ e e^ζ são avaliadas como:

$$\bullet \quad C_2(\zeta) = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \zeta C_3(\zeta) \quad (3.49)$$

$$\bullet \quad C_1(\zeta) = 1 + \frac{1}{2} \zeta + \frac{1}{2} \zeta^2 C_2(\zeta) \quad (3.50)$$

$$\bullet \quad e^\zeta = 1 + \zeta C_1(\zeta) \quad (3.51)$$

Para o caso de $|\zeta| \geq 1$, o Programa assume o valor fornecido pela máquina para e^ζ e calcula $C_1(\zeta)$, $C_2(\zeta)$ e $C_3(\zeta)$ usando as equações (3.36) com:

$$\bullet \quad C_2(\zeta) = \frac{C_1(\zeta) - 1}{\zeta} \quad (3.52)$$

$$\bullet \quad C_3(\zeta) = \frac{2C_2(\zeta) - 1}{\zeta} \quad (3.53)$$

3.2- Metodologia para as Equações da Termo-hidráulica

Os cálculos são desenvolvidos para solucionar transientes em reatores do tipo PWR, utilizando vareta, pino ou placa, representativos de um canal médio de refrigeração do núcleo do reator. A densidade de potência é assumida uniforme no combustível em cada seção axial. No entanto, um perfil cossenoidal na direção axial é fornecido pelo SiTONP, sendo também permitido a entrada de valores externos para definir qualquer outro tipo de perfil e a forma axial da densidade de potência.

O fluxo de calor na vareta, pino ou placa ocorre no sentido do centro para fora, porém no refrigerante, o calor é transportado na direção axial pelo fluido. Dessa forma, temos a direção de condução do calor sempre a uma dimensão, no combustível nuclear, no revestimento e no refrigerante, sendo também adotado o modelo de líquido incompressível.

O modelo termo-hidráulico, conforme dito anteriormente, tem como base a vareta, pino ou a placa, que são representados pelas figuras 9 e 10, respectivamente.

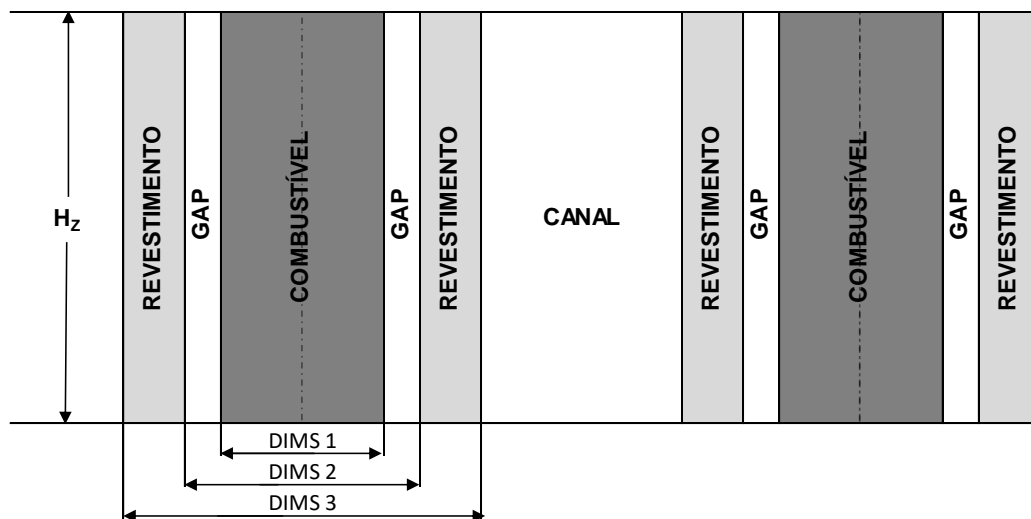


Figura 9: Canal de refrigeração e regiões materiais do reator usando varetas

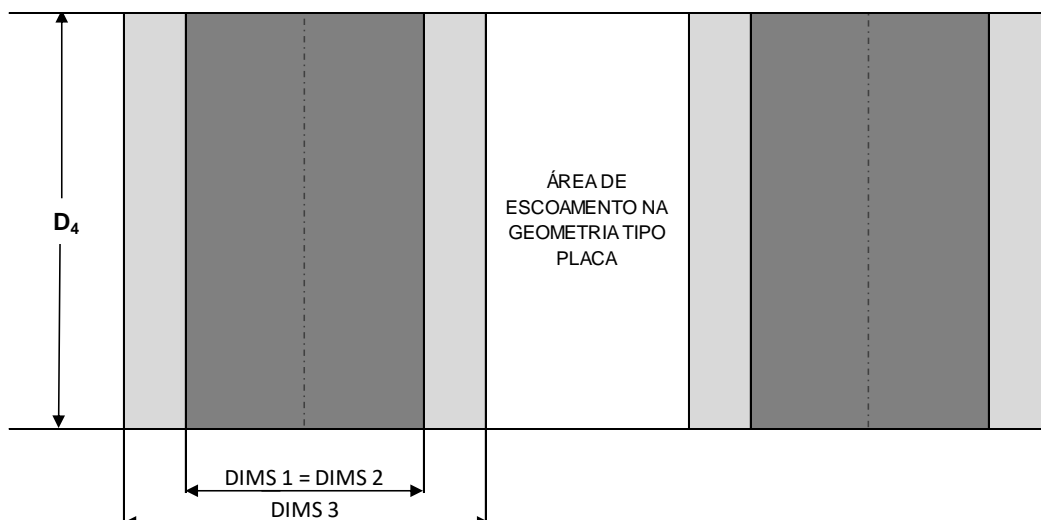


Figura 10: Canal de refrigeração e regiões materiais do reator usando placa
(Não há GAP)

As variações das temperaturas no combustível, revestimento e no canal de refrigeração são representadas pelo conjunto de equações abaixo:

$$\bullet \quad \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial r} + q''', \quad 0 \leq r \leq \frac{DIMS1}{2}; \quad (3.54)$$

$$\bullet \quad \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial r}, \quad \frac{DIMS2}{2} \leq r \leq \frac{DIMS3}{2}; \quad (3.55)$$

$$\bullet \quad \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = -\rho C U \cdot \nabla T - \nabla \cdot q'', \quad \text{refrigerante.} \quad (3.56)$$

Onde:

T =	Temperaturas;
ρ =	As densidades dos meios materiais (3.54- combustível, 3.55- revestimento, 3.56- refrigerante);
C =	Calor específico;
r =	Distância medida a partir do centro do combustível;
α =	Código que identifica se é placa, $\alpha=0$, ou vareta, $\alpha=1$;
q''' =	Densidade de potência no combustível;
U =	Vetor velocidade do refrigerante no canal;
q'' =	Vetor fluxo de calor;
DIMS1 =	D_1 = Espessura do cerne, no caso de placa ou diâmetro da pastilha combustível, no caso de pino ou vareta;
DIMS2 =	D_2 = Diâmetro interno do revestimento dos pinos ou varetas combustíveis. No caso de placas, esse valor deve ser o mesmo de DIMS1, uma vez que não há "gap" na placa;
DIMS3 =	D_3 = Diâmetro externo do revestimento dos pinos ou varetas. No caso de placas, essa dimensão é a espessura da placa englobando o combustível e o revestimento, face a face.

3.2.1- Discretização Espacial das Equações da Termo-hidráulica

No processo discretização espacial das equações da termo-hidráulica, integraremos inicialmente a equação (3.54) no intervalo $0 < r < \frac{\Delta}{2}$, de tal que tenhamos:

$$\bullet \int_0^{\Delta/2} r^\alpha dr \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \int_0^{\Delta/2} r^\alpha dr \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial r} + \int_0^{\Delta/2} r^\alpha dr q''' \quad (3.57)$$

Desde que as propriedades no combustível sejam constantes até a metade das malhas e considerando a fonte de calor q''' como uniforme, a equação (3.57) fica:

$$\bullet \rho_1 C_1 \frac{\partial T_{f1}}{\partial t} \frac{1}{\alpha+1} \left(\frac{\Delta}{2} \right)^{\alpha+1} = \left(r^\alpha K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_0^{\frac{\Delta}{2}} \right) + q''' \frac{1}{\alpha+1} \left(\frac{\Delta}{2} \right)^{\alpha+1} \quad (3.58)$$

Na equação (3.58) assumimos a condição de contorno reflexiva na linha de simetria no combustível e as aproximações do tipo

$$\bullet \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{\frac{\Delta}{2}} \simeq \frac{T_{f2} - T_{f1}}{\Delta} \quad (3.59)$$

$$\bullet K_f \left(\frac{\Delta}{2} \right) \simeq \frac{2}{\frac{1}{K_{f1}} + \frac{1}{K_{f2}}} \quad (3.60)$$

No item 3.2.3, é justificada equação (3.60), tendo em mente a analogia num circuito série entre as condutividades elétricas e térmicas. Com isso a equação (3.58), após rearranjos algébricos e simplificações, fica:

$$\bullet \frac{1}{2} \rho_1 C_1 \frac{\partial T_{f1}}{\partial t} = - \frac{2(\alpha+1)}{\Delta^2} \frac{1}{\frac{1}{K_{f1}} + \frac{1}{K_{f2}}} T_{f1} + \frac{2(\alpha+1)}{\Delta^2} \frac{1}{\frac{1}{K_{f1}} + \frac{1}{K_{f2}}} T_{f2} + \frac{1}{2} q''' \quad (3.61)$$

Agora integrando a equação (3.54) no intervalo $r_i - \frac{\Delta}{2} \leq r \leq r_i + \frac{\Delta}{2}$, temos:

$$\bullet \int_{r_i - \Delta/2}^{r_i + \Delta/2} r^\alpha dr \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \int_{r_i - \Delta/2}^{r_i + \Delta/2} r^\alpha dr \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial r} + \int_{r_i - \Delta/2}^{r_i + \Delta/2} r^\alpha dr q''' \quad (3.62)$$

Ou ainda,

$$\begin{aligned}
\bullet \quad & \rho_i C_i \frac{\partial T_{fi}}{\partial t} \frac{1}{\alpha+1} [(r_i + \Delta/2)^{\alpha+1} - (r_i - \Delta/2)^{\alpha+1}] = \\
& (r_i + \Delta/2)^\alpha \left(r^\alpha K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{r_i+\Delta/2} \right) - (r_i - \Delta/2)^\alpha \left(r^\alpha K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{r_i-\Delta/2} \right) + \\
& + q''' \frac{1}{\alpha+1} [(r_i + \Delta/2)^{\alpha+1} - (r_i - \Delta/2)^{\alpha+1}]
\end{aligned} \tag{3.63}$$

Da mesma forma que na equação (3.61), pode-se ter:

$$\begin{aligned}
\bullet \quad & \rho_i C_i \frac{\partial T_{fi}}{\partial t} = \frac{(r_i+\Delta/2)^\alpha \cdot (\alpha+1)}{(r_i+\Delta/2)^{\alpha+1} - (r_i-\Delta/2)^{\alpha+1}} \frac{2}{1/K_{fi-1} + 1/K_{fi}} \frac{T_{fi+1} - T_{fi}}{\Delta} + \\
& - \frac{(r_i-\Delta/2)^\alpha \cdot (\alpha+1)}{(r_i+\Delta/2)^{\alpha+1} - (r_i-\Delta/2)^{\alpha+1}} \frac{2}{1/K_{fi-1} + 1/K_{fi}} \frac{T_{fi} - T_{fi-1}}{\Delta} + q'''
\end{aligned} \tag{3.64}$$

Ou ainda,

$$\begin{aligned}
\bullet \quad & \rho_i C_i \frac{\partial T_{fi}}{\partial t} = \frac{(1+\frac{\Delta}{2r_i})^\alpha}{\Delta^2} \frac{2}{1/K_{fi} + 1/K_{fi+1}} (T_{fi+1} - T_{fi}) + \\
& - \frac{(1-\frac{\Delta}{2r_i})^\alpha}{\Delta^2} \frac{2}{1/K_{fi-1} + 1/K_{fi}} (T_{fi} - T_{fi-1}) + q'''
\end{aligned} \tag{3.65}$$

Desde que $r_i = (i-1)\Delta$, $i = 1, 2, \dots, N$, a equação (3.65) toma a seguinte forma:

$$\begin{aligned}
\bullet \quad & \frac{1}{2} \rho_i C_i \frac{\partial T_{fi}}{\partial t} = \frac{[1-.5/(i-1)]^\alpha}{\Delta^2} \frac{1}{1/K_{fi} + 1/K_{fi+1}} T_{fi-1} + \\
& - \left\{ \frac{[1-.5/(i-1)]^\alpha}{\Delta^2} \frac{1}{1/K_{fi-1} + 1/K_{fi}} + \frac{[1+.5/(i-1)]^\alpha}{\Delta^2} \frac{1}{1/K_{fi} + 1/K_{fi+1}} \right\} T_{fi} + \\
& + \frac{[1-.5/(i-1)]^\alpha}{\Delta^2} \frac{1}{1/K_{fi} + 1/K_{fi+1}} T_{fi+1} + \frac{1}{2} q'''
\end{aligned} \tag{3.66}$$

Onde, $i = 2, 3, \dots, \text{NVRAD}$ e $\text{NVRAD} = N - 1$.

Agora integra-se a equação (3.54) no intervalo $D_1/2 - \Delta/2 \leq R \leq D_1/2$, de tal forma que tenhamos:

$$\bullet \int_{\frac{D_1}{2}-\Delta/2}^{\frac{D_1}{2}} r^\alpha dr \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \int_{\frac{D_1}{2}-\Delta/2}^{\frac{D_1}{2}} r^\alpha dr \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial r} + \int_{\frac{D_1}{2}-\Delta/2}^{\frac{D_1}{2}} r^\alpha dr q''' \quad (3.67)$$

Ficando,

$$\bullet \rho_N C_N \frac{\partial T_{fN}}{\partial t} \frac{\Delta}{2} \left[\frac{\Delta(4N-5)}{4} \right]^\alpha = \left(r^\alpha K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{\frac{D_1}{2}-\Delta/2}^{\frac{D_1}{2}} \right) + q''' \frac{\Delta}{2} \left(\frac{\Delta(4N-5)}{4} \right)^\alpha \quad (3.68)$$

A equação acima, utilizando as aproximações anteriores na posição $D_1/2 - \Delta/2$, toma a seguinte forma:

$$\bullet \frac{1}{2} \rho_N C_N \frac{\partial T_{fN}}{\partial t} = \frac{1}{\Delta} \left[\frac{4}{\Delta(4N-5)} \right]^\alpha [(N-1)\Delta]^\alpha \left(K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{D_1/2} \right) +$$

$$- \frac{1}{\Delta} \left[\frac{4}{\Delta(4N-5)} \right]^\alpha \left[\frac{\Delta}{2} (2N-3) \right]^\alpha \frac{2}{\frac{1}{K_{fN-1}} + \frac{1}{K_{fN}}} \frac{T_{fN} - T_{fN-1}}{\Delta} + \frac{1}{2} q''' \quad (3.69)$$

Ou ainda,

$$\bullet \frac{1}{2} \rho_N C_N \frac{\partial T_{fN}}{\partial t} = \frac{1}{\Delta} \left(\frac{4N-4}{4N-5} \right)^\alpha \left(K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{D_1/2} \right) +$$

$$- \frac{2}{\Delta^2} \left(\frac{4N-6}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{1}{K_{fN-1}} + \frac{1}{K_{fN}}} (T_{fN} - T_{fN-1}) + \frac{1}{2} q''' \quad (3.70)$$

Na equação (3.70) o termo $K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{D_1/2}$ deve ser desenvolvido tendo em mente a condição de contorno na superfície externa do combustível e a possibilidade da existência do *gap*. Para isso desconsideramos o armazenamento e a geração de calor no espaçamento entre o combustível e o revestimento, de tal forma que tenhamos:

$$\bullet \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial r} = 0, \quad \frac{D_1}{2} \leq r \leq \frac{D_2}{2} \quad (3.71)$$

Da equação (3.71), segue:

$$\bullet \quad r^\alpha K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} = \text{constante}, \quad \frac{D_1}{2} \leq r \leq \frac{D_2}{2} \quad (3.72)$$

Logo,

$$\bullet \quad \left(\frac{D_1}{2}\right)^\alpha \left(K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_1/2}\right) = \left(\frac{D_2}{2}\right)^\alpha \left(K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_1/2}\right) \quad (3.73)$$

Onde g refere ao *gap*. Desde que definimos T_c como a temperatura numa posição média do revestimento, e T_{ci} a temperatura na superfície interna do revestimento, podemos ter:

$$\bullet \quad -K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{\frac{D_1}{2}} \simeq h_g (T_{fN} - T_{ci}) \quad (3.74)$$

$$\bullet \quad -K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_1/2} \simeq -\frac{K_c}{\delta_c/2} (T_c - T_{ci}) \quad (3.75)$$

Desde que se considere a existência do *gap*. Substituindo as equações (3.74) e (3.75) na equação (3.73), tem-se:

$$\bullet \quad \left(\frac{D_1}{2}\right)^\alpha h_g (T_{ci} - T_{fN}) = \left(\frac{D_2}{2}\right)^\alpha \frac{K_c}{\delta_c/2} (T_c - T_{ci}) \quad (3.76)$$

Definindo,

$$\bullet \quad R_f = D_1/2 \quad (3.77)$$

$$\bullet \quad R_g = D_2/2 \quad (3.78)$$

$$\bullet \quad R_c = D_3/2 \quad (3.79)$$

Da equação (3.76) decorre:

$$\bullet \quad T_{ci} = \frac{1}{\frac{1}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} \left[\left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c} T_{fN} + T_c \right] \quad (3.80)$$

Substituindo a equação (3.80) nas equações (3.74) e (3.75), tem-se:

$$\bullet \quad -K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_1/2} = \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} (T_{fN} - T_c) \quad (3.81)$$

$$\bullet \quad -K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_1/2} = \frac{(R_f/R_g)^\alpha}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} (T_{fN} - T_c) \quad (3.82)$$

Onde, nas equações (3.81) e (3.82), α no termo α/h_g é introduzido arbitrariamente para diferenciar placa de vareta, ou pino.

Agora podemos voltar à equação (3.70), lembrando que:

$$\bullet \quad -K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{D_1/2} = -K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_1/2} \quad (3.83)$$

Logo,

$$\bullet \quad K_f \frac{\partial T_f}{\partial r} \Big|_{D_1/2} = \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} (T_c - T_{fN}) \quad (3.84)$$

Substituindo a equação (3.84) na equação (3.70), temos:

$$\begin{aligned} \bullet \quad \frac{1}{2} \rho_N C_N \frac{\partial T_{fN}}{\partial t} &= \frac{1}{\Delta} \left(\frac{4N-4}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} (T_c - T_{fN}) + \\ &- \frac{2}{\Delta^2} \left(\frac{4N-6}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{1}{K_{fN-1}} + \frac{1}{K_{fN}}} (T_{fN} - T_{fN-1}) + \frac{1}{2} q''' \end{aligned} \quad (3.85)$$

A equação (3.85), fica:

$$\begin{aligned}
\bullet \quad & \frac{1}{2} \rho_N C_N \frac{\partial T_{fN}}{\partial t} = \frac{2}{\Delta^2} \left(\frac{4N-6}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{1}{K_{fN-1}} + \frac{1}{K_{fN}}} T_{fN-1} + \\
& - \left[\frac{2}{\Delta^2} \left(\frac{4N-6}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{1}{K_{fN-1}} + \frac{1}{K_{fN}}} + \frac{1}{\Delta} \left(\frac{4N-4}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g} \right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} \right] T_{fN} + \\
& + \frac{1}{\Delta} \left(\frac{4N-4}{4N-5} \right)^\alpha \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g} \right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} T_c + \frac{1}{2} q''' \quad (3.86)
\end{aligned}$$

Para o revestimento integramos a equação (3.55) no intervalo dado por $R_g \leq r \leq R_c$ de tal forma que tenhamos:

$$\bullet \quad \int_{R_g}^{R_c} r^\alpha dr \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = \int_{R_g}^{R_c} r^\alpha dr \frac{1}{r} \alpha \frac{\partial}{\partial r} r^\alpha K \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.87)$$

Ficando,

$$\bullet \quad \rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} \frac{1}{\alpha+1} (R_c^{\alpha+1} - R_g^{\alpha+1}) = R_c^\alpha \left(K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \Big|_{R_c} \right) - R_c^\alpha \left(K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \Big|_{R_g} \right) \quad (3.88)$$

O desenvolvimento do primeiro termo entre parênteses do lado direito da eq. (3.88) é obtido fazendo:

$$\bullet \quad -K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \Big|_{R_c} \simeq -\frac{K_c}{\frac{\delta_c}{2}} (T_{ce} - T_c) = h_r (T_{ce} - T_r) \quad (3.89)$$

Onde, T_{ce} é a temperatura na superfície externa do revestimento, T_t é a temperatura no seio do refrigerante, num ponto médio da seção do canal. Já devemos notar que os índices f , c e r sempre referem à combustível (*fuel*), revestimento (*cladding*) e ao refrigerante, respectivamente.

Da equação (3.89) tem-se:

$$\bullet \quad T_{ce} = \frac{1}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} \left(T_c + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r T_r \right) \quad (3.90)$$

Desde que,

$$\bullet \quad -K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \Big|_{R_c} = h_r (T_{ce} - T_r) \quad (3.91)$$

Desse modo obtém-se,

$$h_r (T_{ce} - T_t) = h_r \left[\frac{1}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} \left(T_c + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r T_r \right) - T_r \right]$$

Ou ainda,

$$h_r (T_{ce} - T_t) \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} (T_c - T_r)$$

Dessa forma, a equação (3.91) fica sendo:

$$\bullet \quad -K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \Big|_{R_c} = \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} (T_c - T_r) \quad (3.92)$$

Desde que,

$$-K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \Big|_{R_g} = -K_g \frac{\partial T_g}{\partial r} \Big|_{D_2/2}$$

Substituindo as equações (3.82) e (3.92) na equação (3.88) obtém-se:

$$\begin{aligned} \bullet \quad \rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} \frac{1}{\alpha+1} (R_c^{\alpha+1} - R_g^{\alpha+1}) &= -R_c^\alpha \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} (T_c - T_r) + \\ &+ R_g^\alpha \frac{(R_f/R_g)^\alpha}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} (T_{fN} - T_c) \end{aligned} \quad (3.93)$$

A equação (3.93) fica:

$$\begin{aligned}
 \bullet \quad \frac{1}{2} \rho_c C_c \frac{\partial T_c}{\partial t} &= \frac{.5(\alpha+1)R_f^\alpha}{(R_c^{\alpha+1}-R_g^{\alpha+1})} \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} T_{fN} + \\
 &- \left[\frac{.5(\alpha+1)R_f^\alpha}{(R_c^{\alpha+1}-R_g^{\alpha+1})} \frac{1}{\frac{\alpha}{h_g} + \left(\frac{R_f}{R_g}\right)^\alpha \frac{\delta_c}{2K_c}} + \frac{.5(\alpha+1)R_f^\alpha}{(R_c^{\alpha+1}-R_g^{\alpha+1})} \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} \right] T_c + \\
 &+ \frac{.5(\alpha+1)R_f^\alpha}{(R_c^{\alpha+1}-R_g^{\alpha+1})} \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} T_r
 \end{aligned} \tag{3.94}$$

A integração da equação (3.56) é realizada tomando um elemento de volume dv do refrigerante, ou seja:

$$\bullet \quad \iiint dv \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = - \iiint dv \rho C U \cdot \nabla T - \iiint dv \nabla \cdot q' \tag{3.95}$$

Na equação (3.95) percebemos logo que, a segunda integral de volume do lado direito é transformada numa integral de superfície, pelo Teorema de Gauss, ou seja:

$$\bullet \quad \iiint dv \nabla \cdot q' = \iint d\vec{s} \cdot q'' \tag{3.96}$$

Onde $d\vec{s}$ é um elemento de área, cujo unitário está apontado sempre para fora do elemento de volume.

Considerando uma seção do canal de refrigeração, compreendida entre as posições z e $z + \delta z$, com área de escoamento A_c e perímetro aquecido P_{aq} , a equação (3.95) fica:

$$\bullet \quad \int_z^{z+\delta z} A_c dz \rho C \frac{\partial T}{\partial t} = - \int_z^{z+\delta z} A_c dz \rho C U \frac{\partial T}{\partial z} - \iint d\vec{s} \cdot q'' \tag{3.97}$$

Tendo em mente que o vetor fluxo de calor q'' é sempre oposto, no nosso caso, ao vetor $d\vec{s}$, temos, então:

$$\bullet \quad d\vec{s} \cdot q'' = -dsq'' \tag{3.98}$$

Sabendo-se que q'' é constante ao redor da superfície de transferência de calor e dado pela relação:

$$\bullet \quad q'' = -K_c \frac{\partial T_c}{\partial r} \big|_{R_c} \quad (3.99)$$

Chega-se a

$$\bullet \quad q'' \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} (T_c - T_r) \quad (3.100)$$

Substituindo a equação (3.100) na equação (3.97) temos:

$$\bullet \quad A_c \delta z \rho_r C_r \frac{\partial T_r}{\partial t} = -A_c \rho_r C_r U (T_{rz+1} - T_{rz}) + P_{aq} \delta z \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} (T_c - T_r) \quad (3.101)$$

Sendo T_{rs} a temperatura do líquido refrigerante na entrada da seção axial e $T_{rs+\delta z}$ a temperatura na saída, a temperatura do refrigerante no seio da seção do canal de refrigerante é dada por:

$$\bullet \quad T_r = \frac{T_{rz} + T_{rs+\delta z}}{2} \quad (3.102)$$

De tal forma que

$$\bullet \quad T_{rs+\delta z} = 2T_r - T_{rz} \quad (3.103)$$

Substituindo a equação (3.103) na equação (3.102) temos:

$$\bullet \quad A_c \delta z \rho_r C_r \frac{\partial T_r}{\partial t} = -2A_c \rho_r C_r U (T_r - T_{rz}) + P_{aq} \delta z \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c} h_r} (T_c - T_r) \quad (3.104)$$

Fazendo,

$$\dot{m} = \rho_r A_c U$$

$$V_r = A_c \delta z$$

A equação (3.104) fica:

$$\bullet \quad \frac{1}{2} \rho_r C_r \frac{\partial T_r}{\partial t} = \frac{1}{2} \frac{P_{aq}}{A_c} \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c}} T_c - \left[\frac{1}{2} \frac{P_{aq}}{A_c} \frac{h_r}{1 + \frac{\delta_c}{2K_c}} + \frac{\dot{m} C_r}{V_r} \right] T_r + \frac{1}{V_r} \dot{m} C_r T_{rz} \quad (3.105)$$

Devemos ressaltar que numa seção do canal de refrigeração, compreendida entre posições z e $z + \delta z$, a densidade de potencia q''' é avaliada na posição $z + \delta z/2$, isto é:

$$\bullet \quad q''' = f\left(z + \frac{\delta z}{2}\right) \quad (3.106)$$

Considerando fatores de canal quente radial Pq_r , a densidade de potência numa seção j é dada por:

$$\bullet \quad q_j''' = Fq_r \cdot q''' \cdot NSAXI \cdot \text{sen} \left[\frac{\pi}{2NSAXI} (2J - 1) \right] \cdot \text{sen} \left(\frac{\pi}{2NSAXI} \right) \quad (3.107)$$

Onde q''' é a densidade de potência média, dada pela equação (3.2) e NSAXI, o número de seções axiais.

3.2.2- Discretização Temporal das Equações da Termo-hidráulica

Definindo os vetores coluna T e S como:

$$\bullet \quad T = \text{col}\{T_1, T_2, \dots, T_N, T_c, T_r\} \quad (3.108)$$

$$\bullet \quad S = \text{col}\left\{\frac{1}{2} q''', \frac{1}{2} q''', \dots, \frac{1}{2} q''', 0, \frac{1}{V_r} \dot{m} C_r T_{rz}\right\} \quad (3.109)$$

E uma matriz C como:

$$\bullet \quad C = \text{diag}\{\rho_1 c_1, \rho_2 c_2, \dots, \rho_N c_N, \rho_c c_c, \rho_r c_r\} \quad (3.110)$$

As equações (3.61), (3.66), (3.86), (3.94) e (3.105), são condensadas no sistema de equações dado por:

$$\bullet \quad \frac{1}{2} C \frac{dT}{dt} = MT + S \quad (3.111)$$

Onde a matriz M é formada pelos coeficientes associados com as temperaturas do vetor T , de acordo com as equações citadas acima. Logo, (3.111) representa a discretização espacial das equações (3.54), (3.55), (3.56).

Para a discretização temporal da equação (3.111) adotamos o método de Crank-Nicolson [22]:

$$\bullet \quad \frac{T^{n+1} - T^n}{\Delta t} \simeq \frac{1}{2} \frac{dT}{dt} \Big|^{n+1} + \frac{1}{2} \frac{dT}{dt} \Big|^n \quad (3.112)$$

Onde n é o nível de tempo e Δt o intervalo de tempo que representa a discretização. Da equação (3.111) tem-se:

$$\bullet \quad \frac{1}{2} \frac{dT}{dt} = C^{-1}MT + C^{-1}S \quad (3.113)$$

Substituindo agora a equação (3.113) na equação (3.112) temos:

$$\bullet \quad \frac{T^{n+1}}{\Delta t} = \frac{T^n}{\Delta t} + [C^{-1}MT + C^{-1}S]^{n+1} + [C^{-1}MT + C^{-1}S]^n \quad (3.114)$$

Fazendo uso da matriz identidade I , a equação (3.114) fica:

$$\bullet \quad \left(\frac{I}{\Delta t} - C^{-1}M \Big|^{n+1} \right) T^{n+1} = \left(\frac{I}{\Delta t} + C^{-1}M \Big|^n \right) T^n + (C^{-1}S \Big|^{n+1} + C^{-1}S \Big|^n) \quad (3.115)$$

Considerando o fato que as propriedades térmicas variam mais lentamente que a densidade de potência nuclear, podemos linearizar a equação (3.115), assumindo o seguinte:

$$\bullet \quad C^{-1}M \Big|^{n+1} \simeq C^{-1}M \Big|^n \quad (3.116)$$

$$\bullet \quad C^{-1} \Big|^{n+1} \simeq C^{-1} \Big|^n \quad (3.117)$$

Com isso, a eq. (3.115) fica:

$$\bullet \quad \left(\frac{I}{\Delta t} - C^{-1}M \right) T^{n+1} = \left(\frac{I}{\Delta t} + C^{-1}M \right) T^n + C^{-1}(S^{n+1} + S^n) \quad (3.118)$$

Onde, os índices temporais nas equações (3.116) e (3.117) foram abandonados, só para não sobrecarregar a equação (3.118).

Na equação (3.118), o lado direito define um vetor coluna que é conhecido, haja visto que S^{n+1} é obtido preliminarmente por meio das equações da cinética pontual, equações (2.1.a) e (2.1.b), definindo então:

$$\bullet \quad B = \left(\frac{I}{\Delta t} + C^{-1}M \right) T^n + C^{-1}(S^{n+1} + S^n) \quad (3.119)$$

A equação (3.118) agora fica:

$$\bullet \quad \left(\frac{I}{\Delta t} - C^{-1}M \right) T^{n+1} = B \quad (3.120)$$

A solução da equação (3.120) é dada por:

$$\bullet \quad T^{n+1} = \left(\frac{I}{\Delta t} - C^{-1}M \right)^{-1} B \quad (3.121)$$

A inversão matricial na equação (3.121) é realizada utilizando a decomposição LU, visto que a matriz é tridiagonal clássica.

A distribuição de temperatura inicial é obtida igualando a zero o lado direito da equação (3.111), ou seja:

$$\bullet \quad MT + S = 0 \quad (3.122)$$

O que fica,

$$\bullet \quad T = -M^{-1}S \quad (3.123)$$

A inversão na equação (3.123) também é obtida utilizando a decomposição matricial LU, tendo em mente que a resolução da (3.123) envolve um processo iterativo, ao ser levado em conta a possibilidade da condutividade térmica variar com a temperatura.

3.2.3- Condutividade Térmica Equivalente entre Materiais

Definimos os meios materiais de condutividade térmica K_1 e K_2 e espessura δ_1 e δ_2 , respectivamente, dados na figura 11.

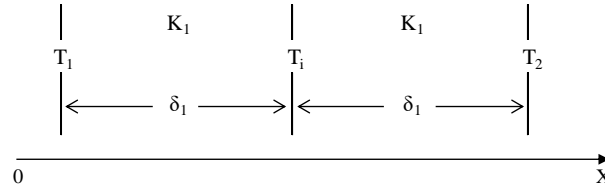


Figura 11: Meios materiais diferentes

Assumindo uma área transversal “a” nas superfícies associadas com T_1 , T_i e T_2 , o fluxo de calor ao longo dos meios é dado por:

- $$q'' = -K_{eq} \frac{T_2 - T_1}{\delta_1 + \delta_2} \quad (3.124)$$

Por outro lado, a diferença global de temperatura entre as superfícies externas é dada por:

- $$(T_2 - T_1) = (T_i - T_1) + (T_2 - T_i) \quad (3.125)$$

Desde que,

- $$T_i - T_1 = -q'' \frac{\delta_1}{K_1} \quad (3.126)$$

- $$T_2 - T_i = -q'' \frac{\delta_2}{K_2} \quad (3.127)$$

- $$T_2 - T_1 = -q'' \frac{\delta_1 + \delta_2}{K_{eq}} \quad (3.128)$$

Tem-se,

$$\bullet \quad -q'' \frac{\delta_1 + \delta_2}{K_{eq}} = -q'' \frac{\delta_1}{K_1} - q'' \frac{\delta_2}{K_2} \quad (3.129)$$

Logo,

$$\bullet \quad \frac{\delta_1 + \delta_2}{K_{eq}} = \frac{\delta_1}{K_1} + \frac{\delta_2}{K_2} \quad (3.130)$$

Ou ainda,

$$\bullet \quad K_{eq} = \frac{\delta_1 + \delta_2}{\delta_1/K_1 + \delta_2/K_2} \quad (3.131)$$

Percebe-se que $\delta_1 = \delta_2$, tem-se então:

$$\bullet \quad K_{eq} = \frac{2}{\delta_1/K_1 + \delta_2/K_2} \quad (3.132)$$

3.3- Estrutura do Programa SiTONP

Neste tópico será apresenta a estrutura de programação do código, por meio de um fluxograma, figura 12, e das descrições das funções e suas variáveis.

3.3.1- Fluxograma do SiTONP

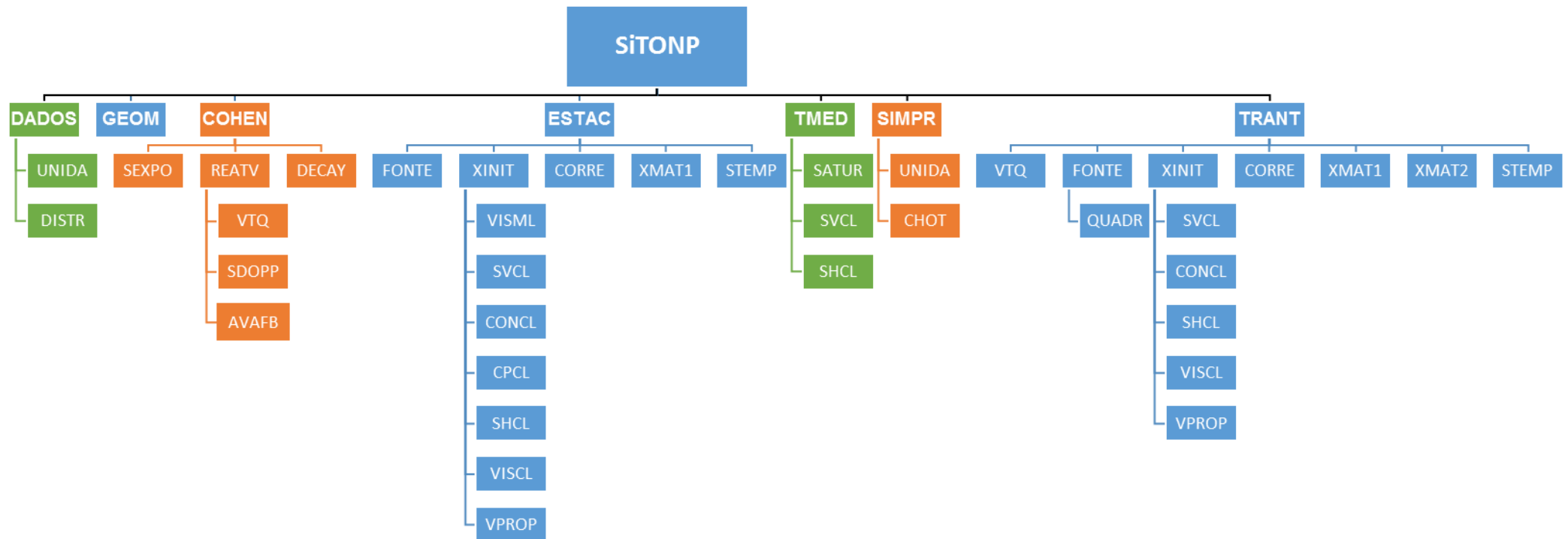


Figura 12: Fluxograma da estrutura do código computacional SiTONP

3.3.2- Funções que compõem o SiTONP

As funções que compõem a estrutura básica do SiTONP serão descritas a seguir:

- **DADOS:** Nessa sub-rotina são lidos os dados do reator que estão no arquivo de entrada (.DAT). Esses dados serão detalhados no capítulo 5 (Dados de entrada) desta publicação.
- **UNIDA:** O programa opera internamente com as grandezas no sistema inglês e com tempo em segundo. Sendo assim, essa função converte, quando solicitado (variáveis ITIN e ITOUT), as unidades no sistema MKS na entrada para o inglês e o vice-versa na impressão.
- **DISTR:** Calcula as densidades de potência no combustível, a vazão no canal médio, sua área transversal e diâmetro equivalente.
- **GEOM:** Nessa sub-rotina são realizados os cálculos dos coeficientes associados com os parâmetros geométricos das equações da transferência de calor discretizadas.
- **COHEM:** Determina o valor numérico da fração de potência pelo método de Cohen.
- **SEXPO:** Calcula as funções associadas com a integração das equações da cinética pontual.
- **REATV:** Calcula a reatividade total do reator no tempo.
- **VTQ:** Essa é uma função que simula a causa do transiente, como por exemplo a inserção de reatividade a uma determinada taxa no núcleo.
- **SDOPP:** Calcula a constante de temperatura no combustível, por interpolação.
- **AVAFB:** Responsável não só por calcular a reatividade de realimentação para um timestep futuro utilizando a interpolação de Lagrange, mas também para avaliar e gerenciar a convergência do valor extrapolado.
- **DECAY:** Aqui é calculada a fração da potência associada com o decaimento dos produtos de fissão.
- **ESTAC:** É nessa subrotina que o programa realiza os cálculos da distribuição de temperatura no regime estacionário.
- **FONTE:** Essa função calcula as densidades de potência numa seção axial do canal.
- **QUADR:** É usada para dar uma forma mais achatada, como opção, para a densidade de potência ao longo do canal. Para isso, são utilizados os valores das frações nos extremos do canal mais o valor máximo, supostamente na posição média do canal, para dar uma forma quadrática à densidade de potência.
- **XINIT:** Essa função é responsável por determinar os valores das constantes térmicas e das densidades dos materiais.
- **VISML:** É uma sub-rotina que fornece o valor da viscosidade do sódio numa data temperatura.
- **SVCL:** Fornece o valor do volume específico da água numa temperatura e pressão.

- **CONCL:** Fornece o valor da condutividade térmica da água, a partir dos valores de temperatura e pressão.
- **CPCL:** Da mesma maneira que a função anterior, fornece o valor do calor específico da água a pressão constante.
- **SHCL:** Dada uma temperatura e pressão, essa função fornece o valor da entalpia específica da água.
- **VISCL:** Idem aqui para cálculo da viscosidade da água.
- **VPROP:** Nessa sub-rotina são calculados os valores das densidades, condutividades e calores específicos, no combustível e no revestimento, com a temperatura.
- **CORRE:** Nessa sub-rotina é calculado o valor do coeficiente de transferência de calor para o refrigerante, a partir de correlações apropriadas para o tipo de refrigerante.
- **XMAT1:** É nessa função que são montadas as matrizes **L** e **U**, além de um vetor **b**, de tal forma que $\mathbf{LU}=\mathbf{b}$, sendo **T** o vetor contendo as temperaturas discretizadas e **b** um vetor fonte.
- **STEMP:** Essa função resolve a equação matricial acima de tal forma que tenhamos: $\mathbf{T}=(\mathbf{LU})^{-1}\mathbf{b}$.
- **TMED:** nessa sub-rotina é calculado os valores médios das temperaturas nos meios materiais, assim como o valor do DNBR no caso dos reatores refrigerados a água.
- **SATUR:** Estima o valor da temperatura de saturação da água para a pressão de operação.
- **SIMPR:** Nessa sub-rotina é impressa a distribuição de temperatura, a fração de potência, as temperaturas médias, etc. com o tempo.
- **CHOT:** Nessa função é estimado, para os reatores refrigerados a água leve, quando o canal é seccionado em várias partes, os valores das temperaturas máximas e as posições correspondentes no refrigerante, revestimento e combustível.
- **TRANT:** Da mesma forma que ESTAC, é nessa sub-rotina que o programa realiza os cálculos da distribuição de temperatura no transiente.
- **XMAT2:** é análoga a XMAT1, com a diferença que nas matrizes **L** e **U** os elementos são formados considerando o intervalo de tempo da discretização temporal das equações da termo-hidráulica.

3.3.3- Variáveis do Programa

Neste item serão apresentadas as variáveis que compõem o conjunto de dados de entrada para o SiTONP. A apresentação seguirá a ordem com que tais variáveis aparecem na estrutura do arquivo de entrada.

A partir do comando de execução do SiTONP são pedidos os nomes dos arquivos de entrada do tipo ARQUIVO1.DAT, sendo gerado um arquivo de saída do tipo ARQUIVO2.OUT. Também é pedido a data corrente, sendo essa do tipo dia/mês/ano, com dois algarismos cada.

- Variáveis: **ITIPO, IGP, CDISP**.
 - 1- **ITIPO:** Indica se o reator é do tipo refrigerado a sódio, ITIPO=1, ou a água, ITIPO=2.
 - 2- **IGP:** Indica se o núcleo do reator é formado de placas, IGP=0, ou de pinos e varetas, IGP=1.
 - 3- **CDISP:** Essa variável é utilizada para fazer a realimentação de temperatura do refrigerante no canal de “inlet” do reator. A temperatura média de saída do reator no tempo t no canal de “outlet” é multiplicada por CDISP e somado a TLIQ, incrementando assim a temperatura de entrada no reator no tempo $t+1$.

- Variáveis: **ITIN, ITOUT, OTITI**.
 - 1- **ITIN:** Indica se os dados de entrada estão no sistema inglês, ITIN=1, ou no MKS, ITIN=2. No caso do sistema inglês a pressão é expressa em psi.
 - 2- **ITOUT:** Indica em que sistema de unidade que se deseja as saídas, no inglês, ITOUT=1, ou no MKS, ITOUT=2.
 - 3- **OTITI:** É o nome dado ao caso a ser rodado. Podendo ocupar até 32 caracteres. Por exemplo: “REATOR ANGRA 1 EM POTENCIA”.

- Variáveis: **PREAT, PNOMR, FPNG, NASSE, NRPAS, NFCTL**.
 - 1- **PREAT:** É a potência do reator, em watts.
 - 2- **PNOMR:** É a potência nominal do reator, em watts.
 - 3- **FPNG:** É a fração de potência nuclear gerada que é convertida em calor no núcleo.
 - 4- **NASSE:** É o número de “assemblies” combustível do reator
 - 5- **NRPAS:** É o número de placas, pinos ou varetas em cada “assembler” combustível.
 - 6- **NFCTL:** É o número total de placas, pinos ou varetas combustíveis, contidos nos elementos de controle.

- Variáveis: **TLIQ, VZLIQ, PSYS, PITCH, SENZ1, SENZ2, QPSYS**.
 - 1- **TLIQ:** É a temperatura de entrada do refrigerante no canal do reator.
 - 2- **VZLIQ:** É a vazão do refrigerante no núcleo do reator. Se VZLIQ possuir valor menor que zero, significa que o refrigerante flui de baixo para cima no núcleo do reator. Caso essa variável possua valor positivo, o refrigerante flui no sentido de cima para baixo. Essa informação não é levada em consideração do ponto de vista das equações da termo-

hidráulica, sendo utilizada na apresentação do cálculo das temperaturas no canal de refrigeração.

- 3- **PSYS:** É a pressão da água no circuito primário do reator, ITIPO = 2. Pode assumir qualquer valor para ITIPO = 1.
- 4- **PITCH:** É a distância centro a centro entre pinos, placas ou varetas.
- 5- **SENZ1:** É utilizado no caso de uma forma mais “achatada” da densidade de potência. SENZ1 é o valor da fração (menor que 1), da forma na entrada do canal. Devemos ter em mente que essa constante segue a forma de uma senóide e deve ser utilizado para cálculo de distribuição ao longo do canal. Um valor nulo indica a forma normal do seno.
- 6- **SENZ2:** Idêntica a variável anterior, tomado na saída do canal.
- 7- **QPSYS:** É o valor da queda de pressão ao longo do canal de refrigeração, nos casos em que ITIPO = 2. Essa variável é usada somente no cálculo do fluxo de calor crítico, para se determinar o DNBR.

- Variáveis: **HZ, DIMS1, DIMS2, DIMS3, DIMS4.**

- 1- **HZ:** É o comprimento ativo do pino, placa ou vareta.
- 2- **DIMS1:** É a espessura do cerne, no caso de placa, ou o diâmetro da pastilha combustível, no caso de pino ou vareta.
- 3- **DIMS2:** É o diâmetro interno do revestimento nos pinos ou varetas combustíveis. No caso de placas, essa dimensão de DIMS1, uma vez que nesse tipo de elemento combustível não há *gap*.
- 4- **DIMS3:** É o diâmetro externo do revestimento nos pinos e varetas. No caso de placas, essa dimensão é a espessura placa englobando o combustível e o revestimento, face a face.
- 5- **DIMS4:** É a largura da placa, ou diâmetro do fio espaçador usado nos pinos combustíveis, no caso ITIPO=1. Para ITIPO=2, essa variável pode assumir qualquer valor.

- Variáveis: **A_{iK}, B_{iK}, C_{iK}, D_{iK}, E_{iK}, F_{iK}, G_{iK}.**

- 1- As constantes A, B, C, D, E, F e G geram correlações do tipo: $P_{iK} = A/(B + CT) + D + ET + FT^2 + GT^3$, aplicáveis ao combustível e ao revestimento. Fazendo *i*, inicialmente, igual a 1 e o mantendo fixo, serão representadas as propriedades térmicas do combustível. Sendo K = 1 a densidade, K = 2 a condutividade térmica e K = 3 o calor específico. Com *i* = 2, define-se as correlações para as propriedades térmicas do revestimento, ambas em

função da temperatura T. Nota-se também que quando A for nulo, deve-se considerar B diferente de zero.

- Variáveis: **A, B, C.**

- 1- As constantes A, B e C geram a correlação $hg = A + BT + CT^2$, a qual representa a condutância do “gap” em função da temperatura T, sendo expressa na unidade de coeficiente de transferência de calor.

- Variáveis: **NPTF, NSAXI.**

- 1- **NPTF:** É o número de pontos de temperaturas na direção radial, na região do combustível, até 14.
- 2- **NSAXI:** É o número de seções axiais, até 21, onde são observadas as temperaturas ao longo do canal. Um valor negativo de NSAXI indica que a forma axial da densidade de potência é fornecida como dado de entrada. Caso seja positivo, o programa admite uma das formas de densidade de potência interna do SiTONP.

- Variáveis: **Q3L(1), Q3L(2),, Q3L(8)**
Q3L(9), Q3L(10), ..., Q3L(16)
....., Q3L(NSAXI).

- 1- As variáveis Q3L só existem se NSAXI for positivo.
- 2- Q3L(i) é a fração de potência média tomada no meio da i-ésima seção axial do canal.
- 3- $\sum Q3Ls = 1$.

- Variáveis: **NGRUP, NDECA.**

- 1- **NGRUP:** É o número de grupos precursores de nêutrons atrasados, possível até 6.
- 2- **NDECA:** É o número de grupos de calor de decaimento dos produtos de fissão, sendo possível até 11. NDECA está associada as variáveis ($GAMA_{NDECA}$, E_{NDECA}), que serão explicadas a seguir.

- Variáveis: **CD25_K, B25_K, CD29_K, B29_K.**

- 1- São lidos 4 valores a cada k, até um total de NGRUP.
- 2- **CD25_K:** É a constante de decaimento do k-ésimo grupo precursor de nêutrons atrasados relativo a fração de Urânio 235 no combustível.

- 3- **B25_k**: É a fração de nêutrons atrasados do k-ésimo grupo, relativo a fração de U235.
 - 4- **CD29_k**: É a constante de decaimento do k-ésimo grupo precursor de nêutrons atrasados relativo a fração de Plutônio 239 no combustível.
 - 5- **B29_k**: É a fração de nêutrons atrasados do k-ésimo grupo, relativo a fração de Pu239.
- Variáveis: **(GAMA1, E1),, (GAMA4, E4)**
(GAMA5, E5),, (GAMA8, E8)
....., (GAMANDECA, ENDECA).
- 1- O arquivo de entrada apresenta NDECA dupla de (GAMA, E), sendo lidas as quadras de duplas até que se esgote o valor de NDECA.
 - 2- **GAMA_i**: É a constante de decaimento do i-ésimo grupo de produto de fissão.
 - 3- **E_i**: É a fração de rendimento do i-ésimo grupo.
- Variáveis: **TGER, U235, PU239.**
- 1- **TGER**: É o tempo de geração de nêutrons prontos.
 - 2- **U235**: É a fração de Urânio no combustível.
 - 3- **PU239**: É a fração de plutônio no combustível.
- Variáveis: **IFLAG, KEY, FQR, FQZ, FDH, FOP, XIS.**
- 1- **IFLAG**: É usada para terminar o programa, valor 0. Para indicar que será impressa a distribuição das temperaturas na placa, pino ou vareta, valor 1. Para indicar somente a impressão das temperaturas médias, valor 2.
 - 2- **KEY**: É um código que distingue a variável DOPPL como constante, KEY = 0, da constante *doppler* que é dada por grau, KEY = 1.
 - 3- **FQR**: É o fator de canal quente radial.
 - 4- **FQZ**: É o fator de canal quente axial.
 - 5- **FDH**: É o fator de canal quente de crescimento da entalpia.
 - 6- **FOP**: É o fator de canal quente para a análise do efeito da sobre potência, somente para ITIPO = 1.
 - 7- **XIS**: É utilizado, para ITIPO = 2, para o título da mistura líquido-vapor, em %.

- Variáveis: **KACID, OCASO.**

- 1- **KACID:** É o código do tipo de acidente, de 1 a 4. KACID = 1 simula a inserção de reatividade em rampa, pelo movimento das barras de controle. KACID = 2 simula a variação da temperatura do refrigerante na entrada do canal. KACID = 3 simula um acidente provocado pela falha das barras de controle no desligamento do reator. KACID = 4 tenta simular a queda da vazão de massa do refrigerante no canal, segundo a forma e^{at} , onde **e** representa a base dos logaritmos neperianos e **a** está associado com a taxa de queda da vazão, sendo a expressão $b/(1 + at)$ descrita no próximo conjunto de variáveis.
- 2- **OCASO:** É um título que descreve o tipo de simulação que irá ser rodada. Essa variável pode ter até 72 caracteres.

- Variáveis: **VZERO, DRINC, TV2, FRV2.**

- 1- VZERO e DRINC definem uma função do primeiro grau do tipo $b + at$, para os casos KACID = 1, 2 e 3, de tal forma que $b = VZERO$ e $a = DRINC$. Para KACID = 4, VZERO representa o tempo em segundos onde a vazão do refrigerante cai para a fração dada pelo valor descrito por DRINC, segundo a forma e^{at} , desde que TV2 seja maior que VZERO, ele representa o tempo até onde a vazão segue a forma $b/(1 + at)$, a partir do tempo VZERO.
- 2- **VZERO:** É o valor inicial da grandeza que causa o transiente. Nos casos KACID = 1 e 3, VZERO está associada com a reatividade de inserção ou com a reatividade de desligamento, nas unidades PCM (10^{-5}) ou em Dólar, dependendo da variável BEEF. No caso KACID = 2, VZERO é a temperatura inicial do refrigerante na entrada do canal, na unidade coerente com a variável ITIN. Para o caso KACID = 4, FRV2 é o valor da fração da vazão em TV2 segundos.
- 3- **DRINC:** É a taxa de variação das grandezas definidas para VZERO, na unidade de VZERO por segundo, exceto para KACID = 4.

- Variáveis: **TIPR(1), TIPR(2),, TIPR(8)**

TIPR(9), TIPR(10),, TIPR(16)

....., TIPR (NIMPR).

- 1- **TIPR(i):** É o tempo em que deve ser realizada a i-ésima impressão de resultado.

- Variáveis: **DOPPL, ALF, URO, BEEF, NDOP.**
 - 1- **DOPPL:** É a constante *Doppler*, se KEY = 0, ou coeficiente de temperatura *Doppler* do combustível, se KEY = 1. A unidade de DOPPL deve ser coerente com aquelas utilizadas para ZERO e DRINC nos casos KACID = 1 e 3.
 - 2- **ALF:** É utilizado junto com DOPPL, no caso KEY = 0, para gerar um coeficiente de temperatura do combustível do tipo $DOPPL/T_f^{ALF}$, sendo T_f a temperatura média do combustível. Devemos também ressaltar que podemos simular um coeficiente de temperatura do combustível em função do inverso da temperatura, ALF = 1, ou em função do inverso da raiz quadrada da temperatura, ALF = 1/2.
 - 3- **URO:** Define a unidade da reatividade e seus coeficientes de realimentação. Um valor de 10^{-5} para URO indica que a unidade é expressa em PCM. Por outro lado, um valor igual a BEEF indica que a unidade é o Dólar. Um valor para URO = 1 indica que a unidade de reatividade é simplesmente $\Delta K/K$.
 - 4- **BEEF:** É a fração efetiva total dos nêutrons atrasados.
 - 5- **NDOP:** Se $1 < NDOP < 17$, o coeficiente *Doppler* é dependente da temperatura e são lidos pelas variáveis CDOP(i) e TDOP(i), contendo valores dos coeficientes *Doppler* e as temperaturas correspondentes. Se $NDOP \leq 1$, o coeficiente *Doppler* a ser considerado é o da variável DOPPL, conforme descrito no item 2.

- Variáveis: **CDOP(1), CDOP(2),, CDOP(8)**
CDOP(9), CDOP(10), ..., CDOP(16)
....., CDOP(NDOP).
 - 1- **CDOP(i):** É o coeficiente *Doppler* associado com a i-ésima temperatura TDOP(i), que será explicada a seguir. A unidade é URO/ unidade de temperatura.

- Variáveis: **TDOP(1), TDOP(2),, TDOP(8)**
TDOP(9), TDOP(10), ..., TDOP(16)
....., TDOP(NDOP).
 - 1- **TDOP(i):** É a temperatura associada com a i-ésima temperatura do coeficiente *Doppler*.

- Variáveis: **DROIN, RODES, TRIP, ADENS, TMODE, TD, DELAY, NSEG.**
 - 1- **DROIN:** É a taxa de inserção de reatividade. Essa variável é ignorada para KACID = 1.
 - 2- **RODES:** É o valor da reatividade de desligamento no início da queda das barras.

- 3- **TRIP:** Indica o sinal de desligamento do reator durante a simulação. Esse sinal por ser pela fração de potência, em relação a nominal, nesse caso, valores acima dessa fração acionam as barras de desligamento. Ou pela temperatura de saída do refrigerante no canal, assim, TRIP possui um valor negativo e seu valor absoluto indica que a temperatura se elevou a uma quantidade igual ao valor “setado”. A partir desse instante, um sinal atua no sentido de desligar o reator através das barras de controle.
 - 4- **ADENS:** É o coeficiente de reatividade associado com a densidade do refrigerante. Essa variável é dimensionada como URO/ unidade de densidade.
 - 5- **TMODE:** É o coeficiente de reatividade associado a temperatura do refrigerante. Essa variável é dimensionada como URO/ unidade de temperatura.
 - 6- **TD:** É o tempo de restabelecido para desligar o reator independente da condição expressa por TRIP, durante a simulação do transiente e em segundo.
 - 7- **DELAY:** Simula o atraso de tempo decorrido entre o tempo em que se aciona o TRIP e o momento efetivo em que as barras de desligamento começam a atuar no desligamento do reator. Esse atraso é em segundos.
 - 8- **NSEG:** É o número de segmentos de retas utilizados para representar a curva de desligamento do reator, valor entre 0 e 17.
-
- Variáveis: **ACEQ, VELR, EXROR, EXROQ, HROD.**
- 1- Essas variáveis indicam que está sendo adotado um modelo de barra de controle que conjuga o valor de barra diferencial, cujos valores máximos das barras são EXROR e EXPOQ, para as barras de inserção de reatividade (positiva) e de desligamento (negativa), respectivamente.
 - 2- **ACEQ:** É a aceleração com que a barra de desligamento cai na unidade de Comprimento/ Segundo.
 - 3- **VELR:** É a velocidade com que a barra de controle de inserção de reatividade é movimentada, na unidade de Comprimento/ Segundo.
 - 4- **EXROR:** É o valor máximo, absoluto, da reatividade da barra de inserção, em URO.
 - 5- **EXROQ:** É o valor máximo, absoluto, da reatividade da barra de desligamento, em URO.
 - 6- **HROD:** É o comprimento ativo das barras. Para evitar divisão por zero, recomenda-se sempre atribuir valores diferentes de zero para essa variável.

- Variáveis: **ROQ(1), ROQ(2),, ROQ(8)**
ROQ(9), ROQ(10), ..., ROQ(16)
....., ROQ (NSEG).

- 1- Essas variáveis não existem caso ACEQ seja diferente de zero.
- 2- **ROQ(i):** É a reatividade associada ao i-ésimo intervalo de tempo da curva de desligamento citada no item anterior.

- Variáveis: **DTQ(1), DTQ(2),, DTQ(8)**
DTQ(9), DTQ(10),, DTQ(16)
....., DTQ(NSEG).

- 1- Essas variáveis não existem caso ACEQ seja diferente de zero.
- 2- **DTQ(i):** É o intervalo de tempo associado com o i-ésimo segmento de reta da curva de reatividade de desligamento, em segundos.

4- RESULTADOS

O Programa SiTONP foi utilizado para cálculos de alguns estacionários e transientes em canais de refrigeração de reatores nucleares PWR do tipo Vareta e placa.

Neste capítulo serão apresentados os resultados gerados pelo SiTONP para casos de transientes de potência que simulam a inserção de reatividade em reatores distintos. No entanto, o objetivo final é conseguir solução e analisar o possível comportamento de um reator nuclear que simula o reator do Submarino Nuclear Brasileiro (SNBR) em transientes de potência com diferentes taxas de inserção de reatividade e levando em consideração os fenômenos de realimentação.

Em um primeiro momento, realiza-se a reprodução de uma simulação gerada pelo programa SIRER com o objetivo de validar o código por meio da comparação dos resultados de ambos os programas. Depois, obtém-se solução para um reator do tipo placa de 10 MW de potência nominal, cujas características serão especificadas. Por final, é construído um arquivo de entrada simulando um reator a placa e vareta de 50MW com intensão de reproduzir o reator do submarino, sendo, dessa forma, calculados alguns transientes gerados, na situação de reator quente, a partir da introdução de algumas taxas de reatividade em seu núcleo.

4.1- Validação do SiTONP

A validação do SiTONP é feita através da comparação de seus resultados com aqueles calculados pelo SIRER, utilizando o recurso de gráficos que ilustram as curvas geradas pelos dois programas para diversos parâmetros. Também é importante enfatizar que os arquivos de entrada de ambos os códigos computacionais possuem exatamente os mesmos dados, tendo diferente somente suas estruturas, uma vez que foram construídos com linguagens de programação diferentes.

O arquivo de entrada foi feito para simular um transiente rápido de reatividade para o reator da usina nuclear de Angra 1, causado pela retirada descontrolada de barras de controle com o reator na situação de partida, em condição subcrítica. Na montagem do arquivo, procurou-se utilizar parâmetros que estivessem de acordo com os especificados no FSAR (Final Safety Analysis Report), capítulo 15, unidade de Angra 1 [23].

As características desse reator são descritas na referência de número 22, no entanto, os valores de tais atributos usados para os diversos cálculos realizados pelo programa estão no arquivo de entrada de dados, o qual está exposto no ANEXO A, [24]. Já a estrutura e as descrições técnicas das funções do código SiTONP já foram expostas no item 3.3, [24].

No ANEXO B, encontra-se um exemplo de arquivo de saída gerado pelo código.

A figura 13 mostra o comportamento da fração de potência térmica obtida com o tempo, calculado pelo SiTONP junto com a curva presumida pelo SIRER e a figura 14 [12] apresenta a comparação do mesmo parâmetro entre o SIRER e o FSAR. No primeiro, o crescimento inicial muito rápido leva o nível de potência para 656,6MW no instante de tempo de 10,54 segundos, quando então o sistema de proteção recebe o sinal de desligamento (Variável TRIP), que está ajustada para um valor de 35% da potência nominal. Existe um tempo de atraso (Variável DELAY) entre o recebimento do sinal de desligamento e o real acionamento das barras de controle (*Shutdown*), dessa forma, mesmo o sistema estando supercrítico, a taxa de incremento da reatividade total é negativa, uma vez que o nível de potência recebe determinante influência do efeito de realimentação *Doppler*.

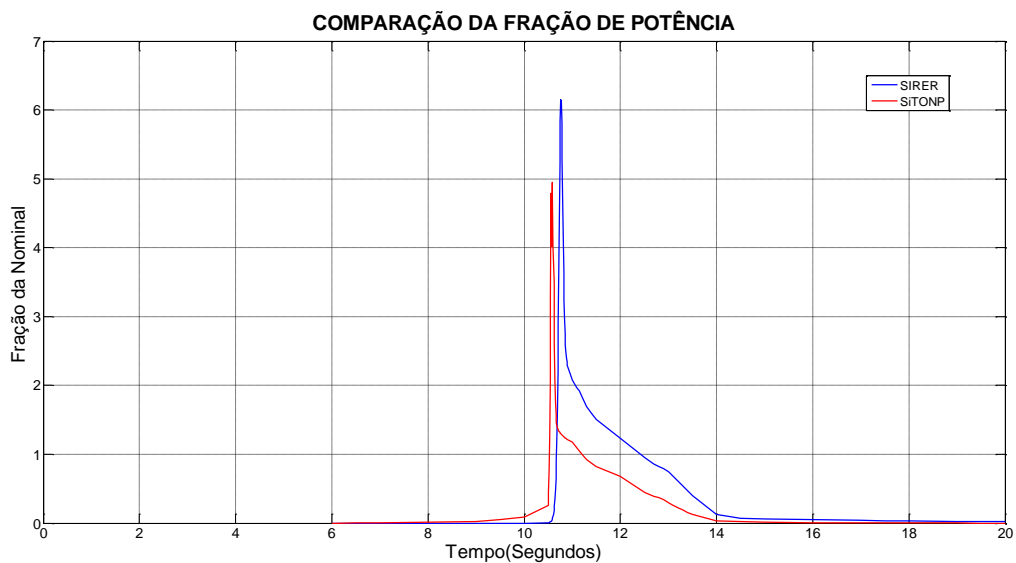


Figura 13: Comparação entre as frações de potências térmicas calculadas pelo SiTONP e SIRER para inserção de reatividade de 75 pcm/s

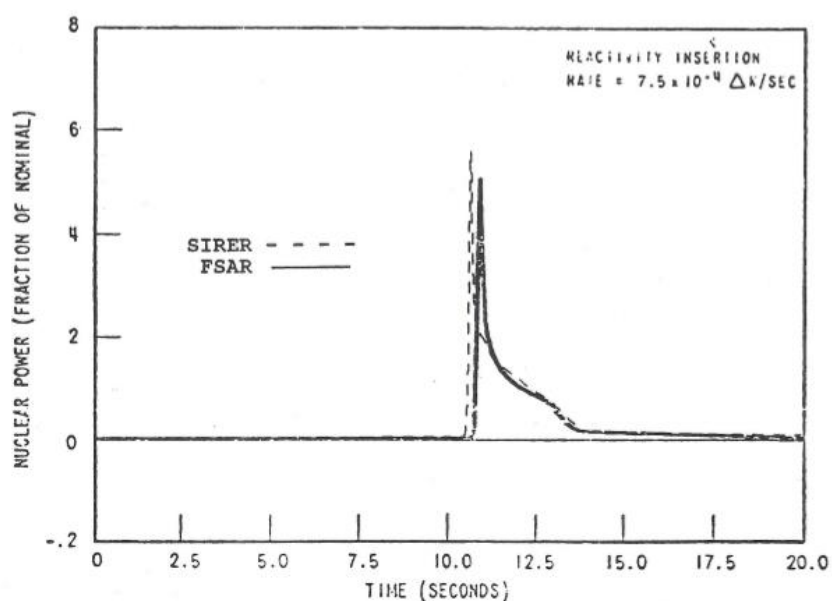


Figura 14: Comparação entre as frações de potências térmicas calculadas pelo SIRER e FSAR para inserção de reatividade de 75 pcm/s

O processo de validação do SiTONP continua sendo feito através da comparação do comportamento das temperaturas no canal médio do núcleo do reator de Angra 1. Para isso, mostra-se por meio dos gráficos das figuras 15, 17 e 19 os valores calculados pelos dois códigos computacionais e através das figuras 16, 18 e 20 os valores entre o SIRER e o FSAR para as temperaturas no combustível nuclear, no revestimento e no refrigerante, respectivamente.

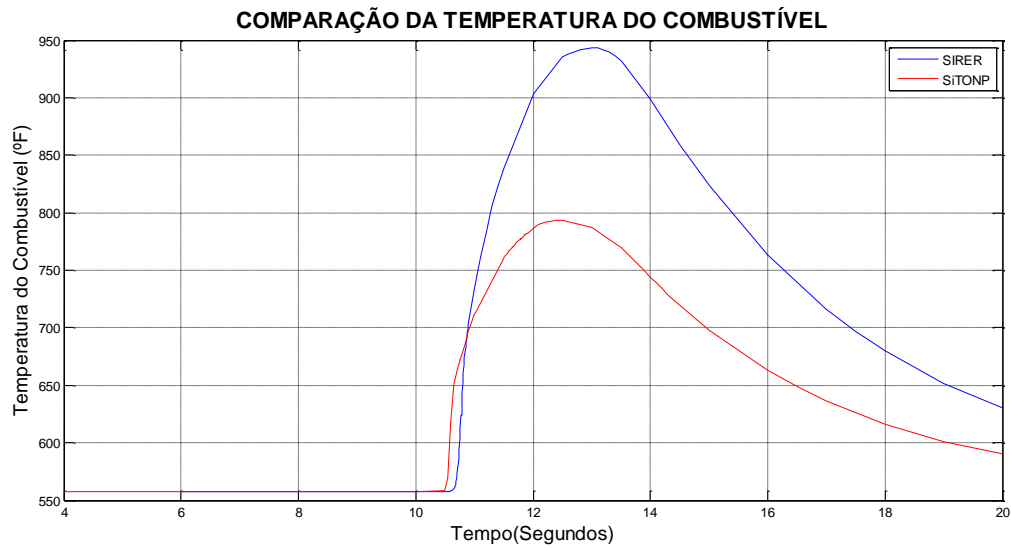


Figura 15: Comparação entre as temperaturas do combustível calculadas para inserção de reatividade de 75 pcm/s

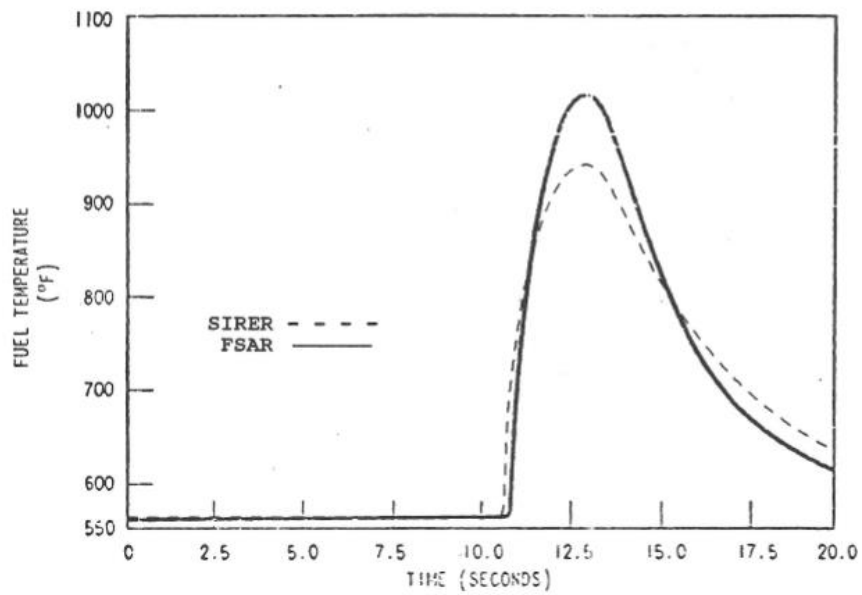


Figura 16: Comparação entre as temperaturas do combustível calculadas pelo SIRER e FSAR para inserção de reatividade de 75 pcm/s

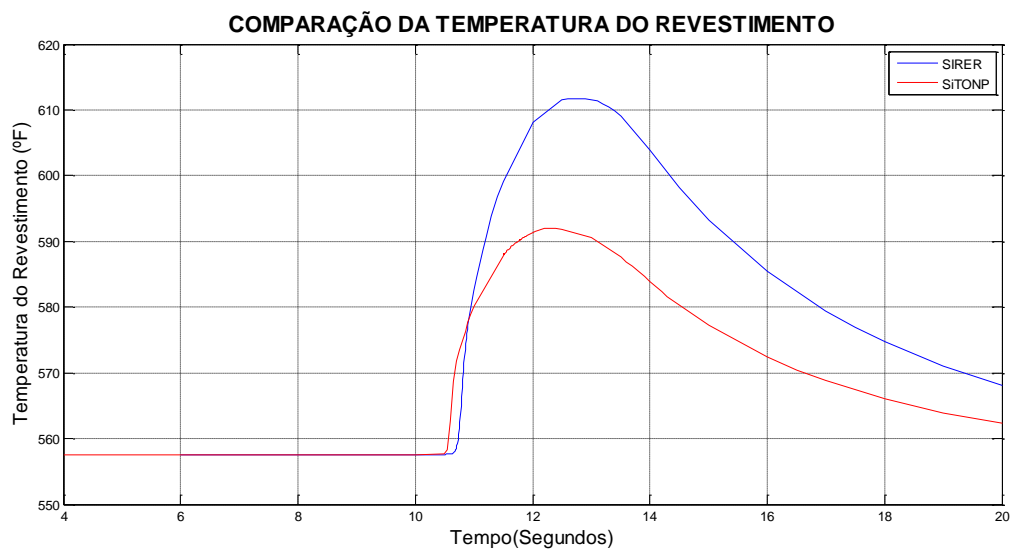


Figura 17: Comparação entre as temperaturas do revestimento calculadas para inserção de reatividade de 75 pcm/s

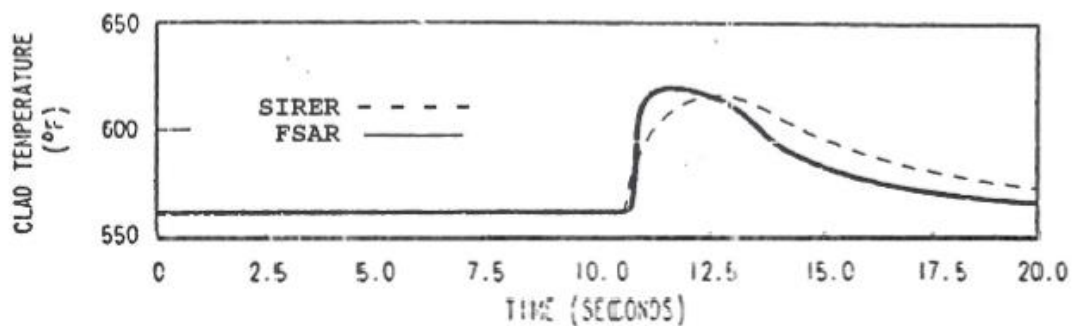


Figura 18: Comparação entre as temperaturas do revestimento calculadas pelo SIRER e FSAR para inserção de reatividade de 75 pcm/s

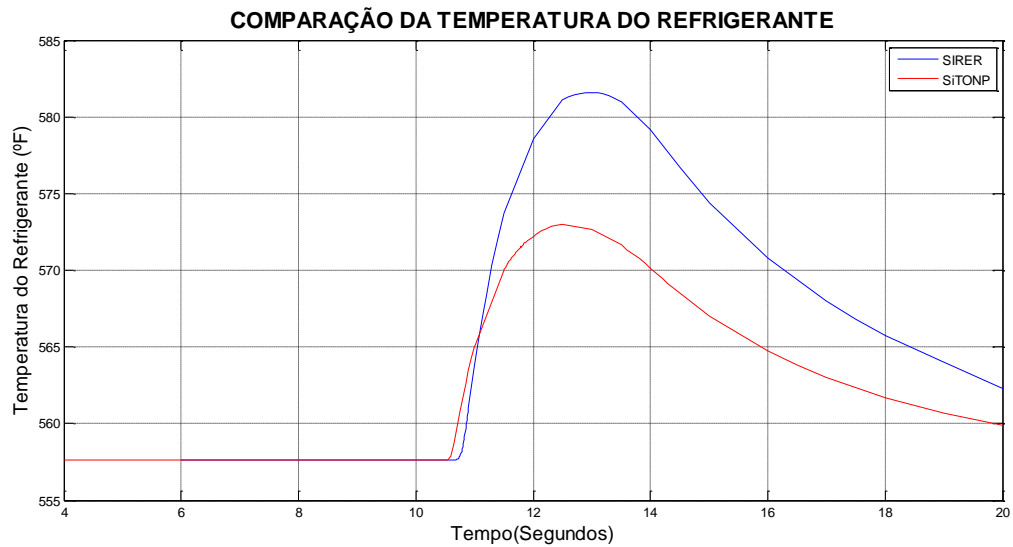


Figura 19: Comparação entre as temperaturas do refrigerante calculadas para inserção de reatividade de 75 pcm/s

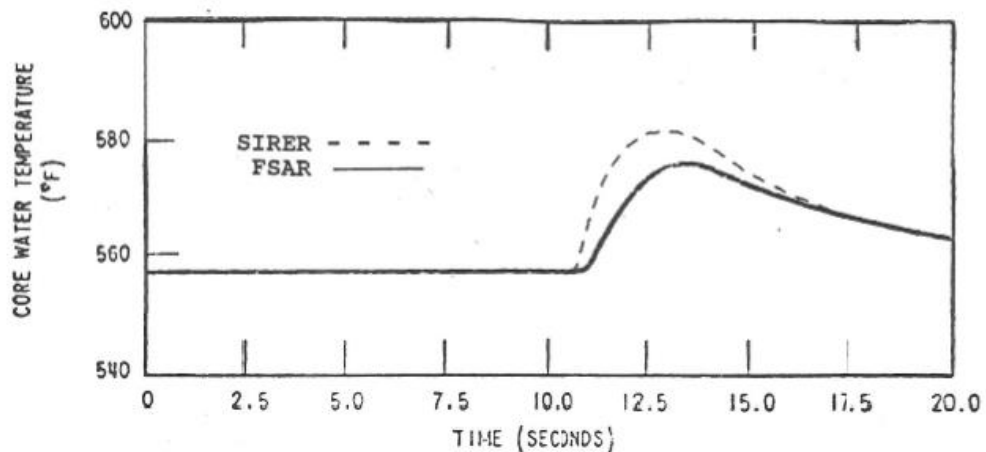


Figura 20: Comparação entre as temperaturas do refrigerante calculadas pelo SIRER e FSAR para inserção de reatividade de 75 pcm/s

Comparando os resultados obtidos com os do programa SIRER, nota-se que o comportamento do nível de potência se ajusta adequadamente. Embora, o valor máximo do sinal de potência seja menor.

A metodologia utilizada para cálculo do coeficiente *Doppler* no programa SiTONP, faz com que a reatividade de realimentação seja mais realista. No início do transiente, os valores do coeficiente *doppler* do SiTONP são mais baixos, permitindo que o reator excursione em potência 0,4 segundo antes. No entanto, conforme a potência do reator aumenta, os valores calculados da reatividade de realimentação aumentam de maneira mais sensível, ou seja, para um mesmo nível de potência, a reatividade de *feedback* calculada pelo SiTONP tem valor absoluto maior que a obtida pelo SIRER (figura 21), fazendo com que a reatividade total seja menor e consequentemente gerando nos tempos de cálculo seguintes valores de potência

menores. Essa menor taxa de incremento de potência térmica explica o motivo da curva gerada pelo SIRER ter um valor máximo maior.

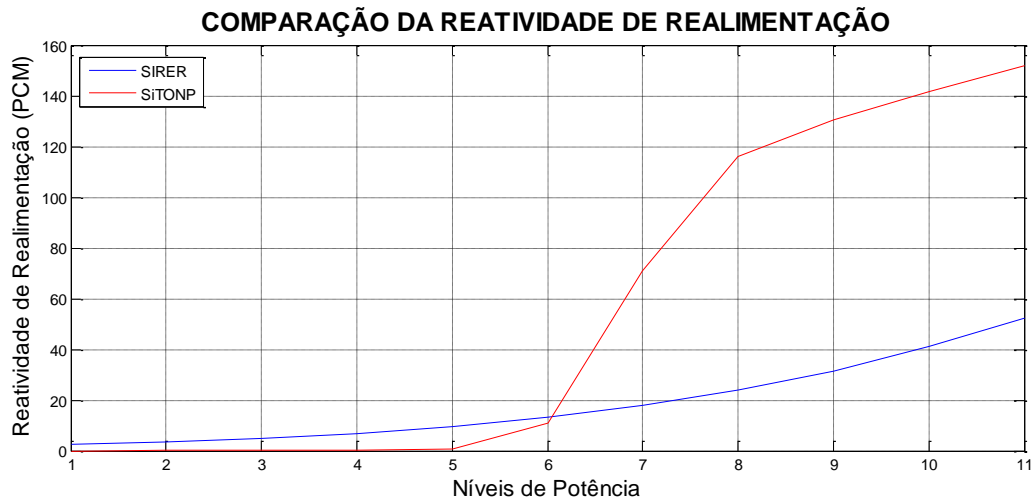


Figura 21: Comparação entre as reatividades de realimentação calculadas para inserção de reatividade de 75 pcm/s por níveis de potência

As curvas dos gráficos das temperaturas do combustível, do revestimento e do refrigerante apresentam valores menores comparando com os do SIRER, porém os comportamentos desses mesmos parâmetros se ajustam bem as curvas geradas pelo código. Essas diferenças são atribuídas aos valores da potência térmica gerados pelo SiTONP, que estão abaixo dos calculados pelo SIRER. O valor potência gera uma densidade de potência no combustível (q''') também menor quando comparada com a densidade calculada pelo SIRER, uma vez que essas duas variáveis são diretamente proporcionais, como pode ser visto na equação (3.2). Como consequência direta, temos que os valores da temperatura do combustível e do fluxo de calor (q'') do SiTONP também são inferiores, fazendo, dessa forma, com que as curvas das temperaturas do revestimento e do refrigerante fiquem abaixo das curvas de comparação.

A comparação e a análise das reatividades de realimentação devem ser feitas em conjunto com a observação do gráfico de comportamento dos níveis de potência, uma vez que esses parâmetros estão diretamente ligados.

Em um primeiro momento, conforme explicado anteriormente, o coeficiente *doppler* é mais baixo (potência na ordem de 10^{-1}), causando a antecipação da excursão de potência e logo após aumentando consideravelmente controlando assim o nível desse parâmetro. Conforme a taxa de incremento de potência térmica diminui, a taxa de crescimento do *doppler* também abaixa, enquanto a taxa deste mesmo coeficiente no SIRER continua a crescer e ultrapassa a do SiTONP, (figura 22), alcançando um valor máximo maior.



Figura 22: Comparação e análise entre as reatividades de realimentação calculadas para inserção de reatividade de 75 pcm/s por tempo

Mesmo após seu ponto de máxima, os valores da reatividade de realimentação do SIRER são maiores. Esse fato faz com que, quando o reator fica subcrítico e sua potência começa a cair, sua taxa de queda de potência térmica seja maior que a do SiTONP, ocasionando valores muito próximos no final do transiente e até menores que os obtidos com o presente modelo.

A figura 23 mostra a comparação feita entre as reatividades de realimentação dos dois programas ao longo do transitório.

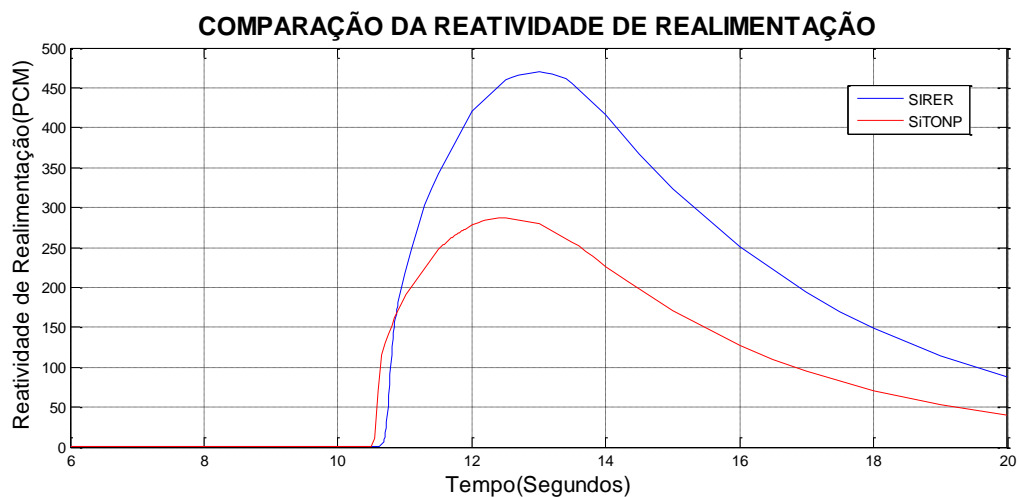


Figura 23: Comparação entre as reatividades de realimentação calculadas para inserção de reatividade de 75 pcm/s

Na tabela 1, é feita uma comparação entre os resultados obtidos com o presente modelo e os apresentados pelo programa SIRER e pelo FSAR [25] para o mesmo transitório.

Tabela 1: Comparação de resultados para retirada descontrolada de barras de controle

COMPARAÇÃO DE DADOS			
Parâmetro	SIRER	SiTONP	FSAR
Nível de potência inicial	1,876E-13	1,876E-13	1,00E-13
Instante de desligamento (s)	11,15	11,04	10,8
Pico de potência (Fração da Nominal)	6,151	4,952	5,0
Instante de ocorrência (s)	10,76	10,58	10,95
Pico de reatividade de realimentação (PCM)	469,76	286,71	***
Instante de ocorrência (s)	13	12,4	***
Pico da temperatura média do combustível (°F)	943,33	793,59	1017
Instante de ocorrência (s)	13	12,5	12,6
Pico da temperatura média do revestimento (°F)	611,73	592,01	618
Instante de ocorrência (s)	12,7	12,3	11,7
Pico da temperatura média do refrigerante (°F)	581,58	573,03	576
Instante de ocorrência (s)	13,05	12,6	13,5

4.2- Resultados para um Reator Tipo Placa

Ambos os programas têm a capacidade de gerar solução para reatores do tipo placa, desse modo, são exibidos nesse item alguns resultados para um transiente de potência do reator de pesquisa IEA-R1 [26], cujo arquivo de entrada com os parâmetros iniciais de cálculo e suas características encontram-se no ANEXO D [24].

Para os resultados calculados pelo SiTONP é considerado que o reator possui as seguintes especificações:

- Reator de pesquisa do tipo placa;
- Potência térmica nominal de 10MW;
- Combustível de siliceto de urânio (U_3Si_2); e
- Combustível com urânio enriquecido a 20% de U-235.

É assumida da seguinte correlação para a condutividade térmica no combustível, onde T é a temperatura do combustível em Celsius [27, 28]:

- $K_f(W/m^0C) = 114,3 + 2,5 \cdot 10^{-2}T$

A velocidade do refrigerante no canal de refrigeração é igual a 4,3m/s e a vazão média por canal é de 223,67 m³/s, fluindo no sentido de baixo para cima no núcleo do reator.

Para cálculo do DNBR o programa utiliza a correlação de Bernath [29, 30].

4.2.1- Descrição e Análise

O objetivo desse caso é obter solução para os valores de potência, realizando uma análise do transitório. Estando o reator IEA-R1 na condição de reator quente, efetua-se a inserção de reatividade a uma taxa constante por meio da retirada das barras de controle de seu núcleo.

A fim de se obter os resultados, assume-se as seguintes condições na análise do transitório:

- Condições iniciais de potência de 1MW térmicos, ou seja, 10% da potência nominal e consequentemente valores iniciais de temperatura diferente de zero, situação de reator quente.
- Limite para desligamento do reator por alto fluxo de nêutrons (Variável TRIP) a um valor de 65% da potência nominal.
- O conjunto de barras de controle que efetua o desligamento está inicialmente na sua posição mais retirada, gerando no *Shutdown* uma curva própria de desligamento.
- A taxa de inserção de reatividade devido à retirada de barras de controle é de 15 pcm/s.

Foi escolhido um valor alto para a variável TRIP com o objetivo de se obter a curva de comportamento do reator em seu transiente de potência sem influência de parâmetros de controle externos.

A tabela 2 descreve o regime estacionário do reator, a partir do qual inicia-se o transiente.

Tabela 2: Valores de alguns parâmetros do reator em regime estacionário

ESTACIONÁRIO	
Parâmetro	Valor
Fração de potência	0,1
Tempo (s)	0
Reatividade de inserção (PCM)	0
Reatividade de realimentação (PCM)	0
Temperatura média do combustível (°F)	40,99
Temperatura média do revestimento (°F)	40,9
Temperatura média do refrigerante (°F)	39,38

A figura 24 mostra a excursão do nível de potência ao longo de todo o transitório. Como o valor do parâmetro de desligamento não é alcançado, o sistema de proteção não é acionado, fazendo com que o nível da potência térmica gerada seja influenciado diretamente somente pela inserção de reatividade devido a retirada das barras de controle e pela reatividade de realimentação.

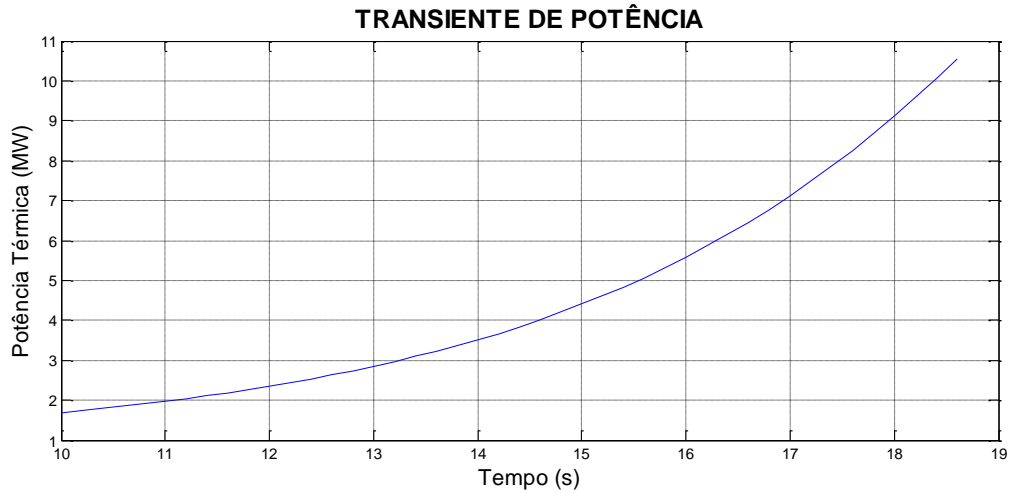


Figura 24: Potência térmica gerada para inserção de reatividade de 15 pcm/s

A potência nominal de 10 MW é alcançada em cerca de 8,5 segundos após o início do transiente.

A temperatura do combustível nuclear tem seu comportamento exibido pela figura 25 e a sua variação é de 26,57 °C em um Δt de 8,4 segundos.

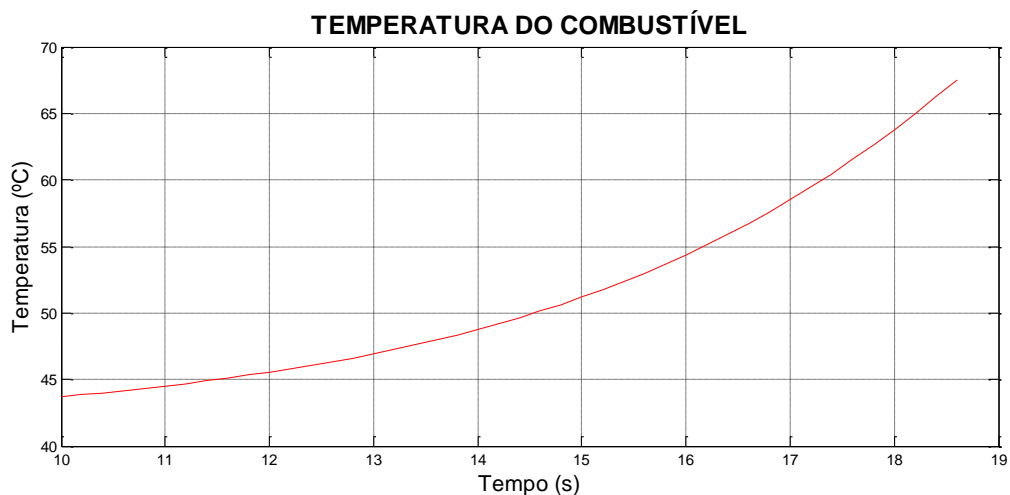


Figura 25: Variação da temperatura do combustível calculada para inserção de reatividade de 15 pcm/s

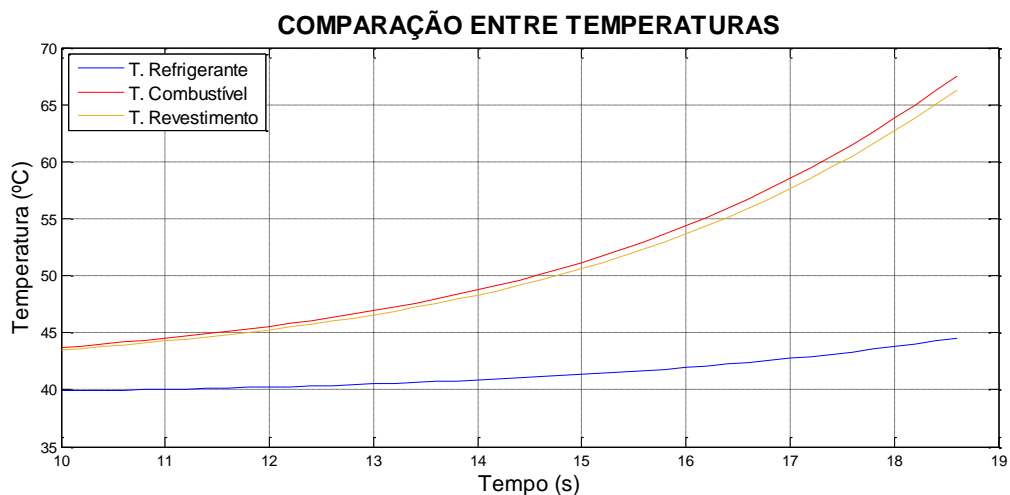


Figura 26: Variação das temperaturas do combustível, revestimento e refrigerante calculadas para inserção de reatividade de 15 pcm/s

Como a variação de temperatura no combustível e no refrigerante são pequenas, figura 26, 26,57°C e 5,16°C, respectivamente, a resposta da reatividade de realimentação, mesmo ocorrendo, também é baixa. Dessa maneira, a reatividade total do reator tem uma taxa de crescimento positiva e bastante influenciada pela reatividade de inserção, embora sofra interferência com o aumento da reatividade de *feedback*. Esse fenômeno é mostrado na figura 27.

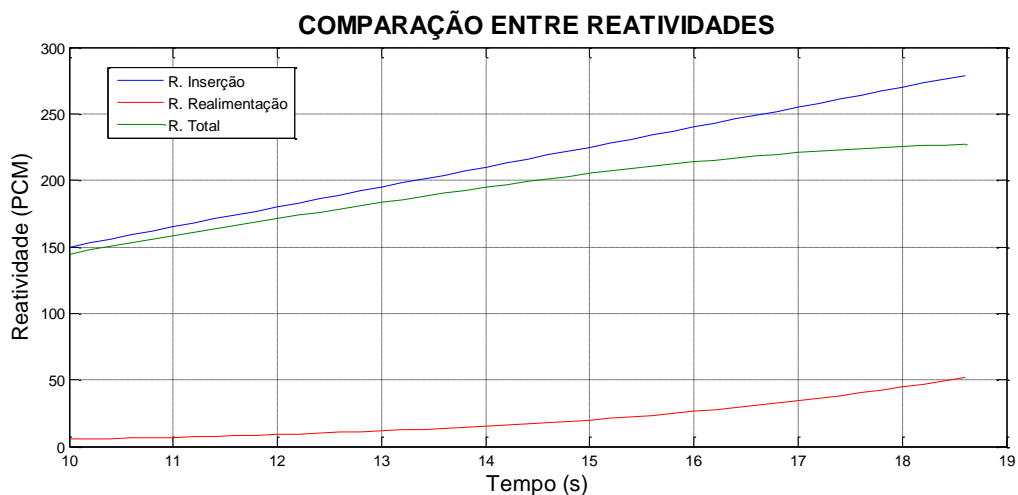


Figura 27: Comparação entre as reatividades de inserção, realimentação e total, calculadas para inserção de reatividade de 15 pcm/s

4.3- Simulação para um Possível Reator do SNBR

O foco principal desse trabalho não é somente o desenvolvimento de um código computacional que tenha a capacidade de gerar soluções numéricas para os transientes operacionais de um reator nuclear embarcado em uma plataforma naval. Mas também realizar uma análise de como o comportamento do reator simulado pelo SiTONP irá interferir, viabilizando ou impossibilitando, as manobras táticas necessárias para a operação do futuro submarino nuclear brasileiro.

A análise operativa leva em consideração que a potência mecânica necessária para a variação de velocidade será proveniente diretamente da turbina vapor, que por sua vez, obedecendo a eficiência da planta térmica, dependerá francamente da potência térmica proveniente da reação em cadeia de fissão do urânio 235 no núcleo do reator.

Essa estimativa consiste em aumentar ou diminuir, de forma proporcional a razão entre as potências nominal dos reatores (SNBR/Reator Base), o número de “*assemblies*” combustível do reator (Variável NASSE), a quantidade de placas em cada “*assembler*” (Variável NRPAS) e o número total de placas combustíveis contidas nos elementos de controle (Variável NFCTL). No entanto, mantém-se constante a vazão de refrigerante por canal médio de refrigeração, para isso, aumentou-se a vazão de refrigerante no núcleo do reator SNBR-1 (Variável VZLIQ) de modo que o quociente da divisão abaixo (VAZM) seja igual ao do reator base.

$$\bullet \quad VAZM = \frac{VZLIQ}{(NASSE.NRPAS)+NFCTL} \quad (4.1)$$

4.3.1- Simulação para um Reator a Placa de 50MW

O primeiro passo foi criar um arquivo de entrada, ANEXO E, com os dados que reproduza hipoteticamente as características do reator do SNBR, o qual chamaremos a partir de agora de reator SNBR-1. Como não há dados oficiais disponíveis, os dados de entrada foram criados tendo como reator base o reator de pesquisa IEA-R1 [27] e extrapolados para um reator do tipo placa com potência nominal de 50MW térmicos, levando em consideração a metodologia descrita no item 4.3.

A tabela 3 apresenta as diferenças entre os parâmetros dos arquivos de entrada de cada reator.

Tabela 3: Comparação entre dados de entrada dos reatores IEA-R1 e SNBR-1

COMPARAÇÃO DE DADOS		
Parâmetro	IEA-R1	SNBR-1
Potência Nominal (MW)	10	50
Vazão do refrigerante no núcleo (m ³ /s)	223,67	4.778
Nº de "assemblies" combustível	12	60
Nº de placas por "assembler" combustível	18	90
Nº total de placas combustível nos elementos controle	48	240
Vazão líquida por canal médio	0,847	0,847

Para os resultados calculados pelo SiTONP é considerado que o reator possui as seguintes especificações:

- Reator do tipo placa;
- Potência térmica nominal de 50MW;
- Combustível de siliceto de urânio (U_3Si_2); e
- Combustível com urânio enriquecido a 20% de U-235.

É assumida da seguinte correlação para a condutividade térmica no combustível, onde T é a temperatura do combustível em Celsius:

- $K_f(W/m^0C) = 114,3 + 2,5 \cdot 10^{-2}T$

A velocidade do refrigerante no canal de refrigeração é igual a 4,3m/s e a vazão média por canal é de 0,847 m³/s, fluindo no sentido de baixo para cima no núcleo do reator. Também foi utilizado a correlação de Bernath para cálculo do DNBR.

4.3.1.1- Descrição e Análise

Para se obter os resultados que permitam uma análise sobre a influência do comportamento do reator na operação do submarino, serão admitidos os seguintes procedimentos:

1º- Será simulado a situação tática em que o submarino passa da fase de ataque para a fase de evasão, ou seja, partindo de uma velocidade baixa, será requerido pelo operador a máxima velocidade que corresponde a potência nominal do reator. Para isso, a condição inicial de potência do reator é de 5 MW, (10% da nominal), sendo assim, os valores iniciais de temperatura diferente de zero, situação de reator quente.

2º- De forma a visualizar o verdadeiro comportamento do SNBR-1, sem influência de controle externo, será admitido como limite para desligamento do reator por alto fluxo de nêutrons (Variável TRIP) a um valor de 135% da potência nominal, com o DELAY de 0,5 segundo.

3º- Para se saber quais são as rampas possíveis e viáveis de reatividade, serão rodadas algumas simulações com diferentes taxas, constantes, de inserção desse parâmetro (ROIN). Primeiro serão gerados dados para o valor de 15 pcm/s, depois calculados os mesmos parâmetros para incrementos sucessivos de 5pcm/s a essa taxa.

Os resultados dos transientes de potência para cada taxa de inserção é mostrado pela figura 28. Foi gerada solução para 6 taxas diferentes e em todas foi mantido o valor da variável TRIP em 135% da potência nominal, desprezando as possíveis consequências desse valor em uma análise de acidente, uma vez que o objetivo é avaliar operativamente o comportamento do

reator em seu transiente. O fator limitador para simularmos até a taxa de inserção de reatividade de 35 pcm/s foi o valor do pico de potência que nesse caso específico chegou a 170% (85 MW) da potência nominal. Nas simulações das taxas seguintes, ocorrem picos mais elevados que inviabilizam qualquer avaliação, como exemplificado com a taxa de 40 pcm/s, que tem um pico de potência de 185% da nominal.

A tabela 4 mostra as variações de temperatura no combustível e no refrigerante para cada simulação.

Tabela 4: Variações de temperatura em °C por taxa de inserção de reatividade

VARIAÇÃO DE TEMPERATURA (°C)		
Taxa de Inserção	Combustível	Refrigerante
15 pcm/s	4,726	1,142
20 pcm/s	6,083	1,273
25 pcm/s	7,421	1,416
30 pcm/s	8,096	1,55
35 pcm/s	8,958	1,738
40 pcm/s	9,896	1,884

TRANSIENTE DE POTÊNCIA POR TAXA DE INSERÇÃO DE REATIVIDADE

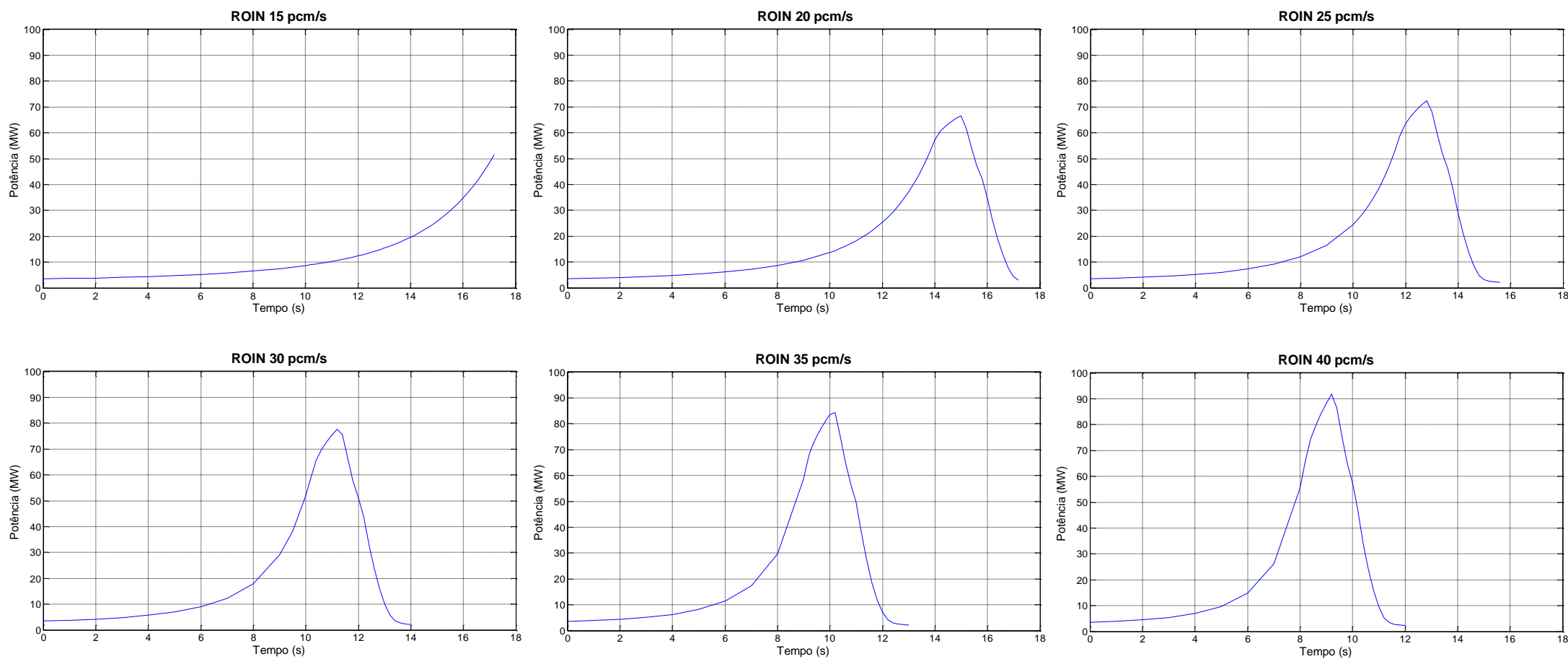


Figura 28: Transientes de potência do reator SNBR-1 para taxas de inserção de reatividades de 15, 20, 25, 30, 35 e 40 pcm/s

Percebe-se que conforme aumentamos a taxa de inserção, a excursão de potência térmica do reator responde de maneira mais severa, ocasionando como consequência direta o adiantamento no tempo dos momentos de acionamento das barras de controle (*Shutdown*), já que com o aumento da taxa de inserção alcança-se cada vez mais rápido o valor “setado” para a variável TRIP. Outro efeito decorrente é o aumento consecutivo dos picos de potência alcançados. Os valores desses parâmetros são mostrados na tabela 5.

Tabela 5: Comparação dos valores dos picos de potência e instantes do desligamento por taxa de inserção de reatividade

COMPARAÇÃO DE PARÂMETROS		
Taxa de Inserção	Pot. Máx. (MW)	Inst. <i>Shutdown</i>
15 pcm/s	60,99	17,38
20 pcm/s	66,47	13,99
25 pcm/s	72,38	11,82
30 pcm/s	77,67	10,26
35 pcm/s	84,26	9,12
40 pcm/s	91,79	8,215

A figura 29 compila os transientes de potência por taxa de inserção em um só gráfico, dando maior entendimento ao parágrafo anterior.

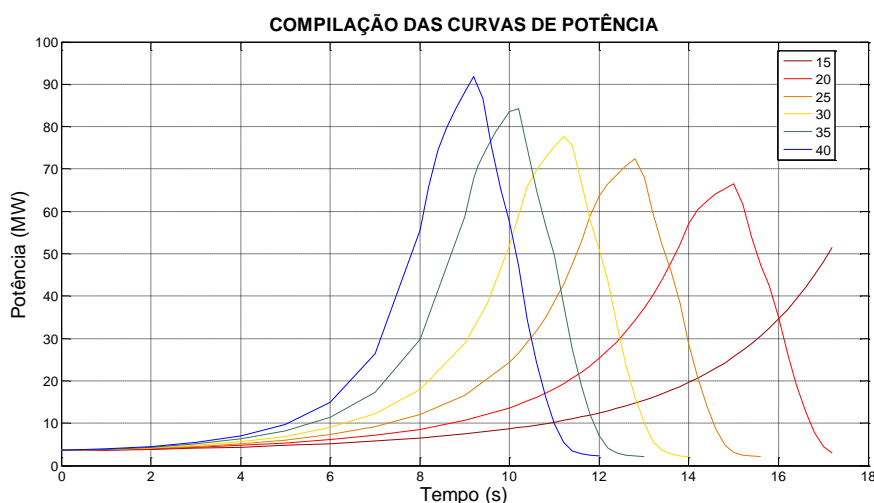


Figura 29: Curvas de potência das diferentes taxas de inserção

Como pôde ser visto na tabela 4, a maior variação de temperatura no combustível é aproximadamente de 10 °C e no refrigerante de 2 °C; esses valores não são capazes de gerar variações consideráveis no coeficiente de captura *doppler* e tampouco no coeficiente de moderação. Portanto, embora haja resposta do comportamento da reatividade de realimentação, seus valores calculados são bem mais baixos comparados com a reatividade que está sendo inserida (ROIN) pela retirada das barras de controle. Dessa maneira, os valores da reatividade total (ROT) não sofrem influência perceptível do *feedback* (ROFB), sendo então controlado somente pela inserção da reatividade negativa da curva de desligamento, ou seja, o reator em nenhum momento fica subcrítico pela influência dos fenômenos de realimentação. Esse fato é ilustrado pelos gráficos da figura 30.

CURVAS DAS REATIVIDADES POR TAXA DE INSERÇÃO

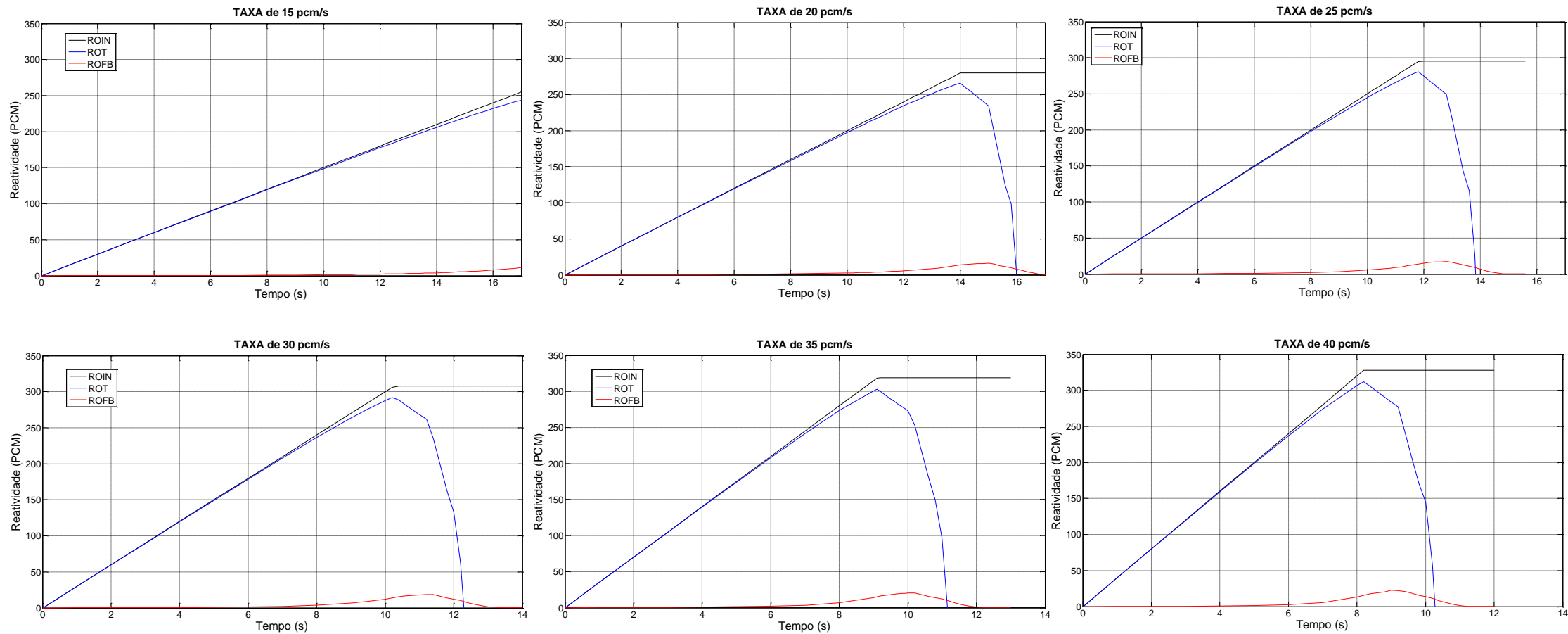


Figura 30: Curvas das reatividades do reator SNBR-1 para taxas de inserção de 15, 20, 25, 30, 35 e 40 pcm/s

4.3.2- Simulação para um Reator PWR de 50MW com Varetas

A modelagem anterior baseada no reator de pesquisa IEA-R1 mostrou-se ineficiente na simulação do possível reator do submarino nuclear brasileiro, uma vez que as variações de temperatura tanto no combustível nuclear quanto no refrigerante são baixas, o que ocasiona uma reatividade de realimentação que exerce pouca influência no comportamento do reator.

Dessa forma, cria-se um novo modelo tendo como base o reator de Angra 1 utilizado para validação do programa. Essa nova hipótese iremos chamar de SNBR-2 e consiste em um reator PWR a vareta de potência nominal de 50 MW térmicos, sendo mantido a relação da equação (4.1).

A tabela 6 apresenta as diferenças entre algumas características dos arquivos de entrada de cada reator.

Tabela 6: Comparação entre dados de entrada dos reatores de Angra 1 e SNBR-2

COMPARAÇÃO DE DADOS		
Parâmetro	Angra 1	SNBR-2
Potência Nominal (MW)	1876	50
Vazão do refrigerante no núcleo (m ³ /s)	8.556	260
Nº de "assemblies" combustível	121	10
Nº de varetas por "assembler" combustível	235	81
Nº total de varetas combustível nos elementos controle	0	0
Vazão líquida por canal médio	0,3	0,32

Para os resultados calculados pelo SiTONP é considerado que o reator possui as seguintes especificações:

- Reator PWR do tipo vareta;
- Potência térmica nominal de 50MW;
- Combustível de dióxido de urânio (UO₂); e
- Combustível com urânio enriquecido a 5% de U-235.

É assumida da seguinte correlação para a condutividade térmica no combustível, onde T é a temperatura do combustível em Celsius:

- $K_f(W/m^0C) = 18 + 2,38.10^{-2}T$

A vazão média por canal é de 0,32 m³/s, fluindo no sentido de cima para baixo no núcleo do reator.

4.3.2.1- Descrição e Análise

Para se obter os resultados que permitam uma análise sobre a influência do comportamento do reator na operação do submarino, serão admitidos os seguintes procedimentos:

1º- Será simulado novamente a situação tática em que o submarino passa da fase de ataque para a fase de evasão. Considerando hipoteticamente que quando o reator atingir sua potência nominal, o submarino estará com a velocidade de 30 nós, a simulação parte da condição em que a aproximação para o ataque se dá a 3 nós, ou seja, o reator estará a uma potência de 5 MW térmicos, 10% da nominal. Logo após ter sido efetuado o disparo torpédico e o mesmo ter denunciado sua posição, há a necessidade de se evadir, sendo dessa maneira requerida a máxima velocidade no menor tempo possível.

2º- De forma a visualizar o verdadeiro comportamento do SNBR-2, sem influência de controle externos, o limite para desligamento do reator por alto fluxo de nêutrons (Variável TRIP) foi totalmente desconsiderado. Foi retirado do código, somente para essa simulação, a estrutura de tomada de decisão com essa variável.

3º- Para sabermos quais são as rampas possíveis e viáveis de reatividade, serão rodadas algumas simulações com diferentes taxas de inserção de reatividades (ROIN). Cada simulação é feita até o “timestep” que se atinge um valor de potência térmica gerada de 120% da potência nominal, uma vez que pode ser requerido a operação do reator nessa faixa de potência, embora os gráficos sejam construídos até o valor de 50 MW.

A figura 31 mostra as rampas de potência calculadas pelo SiTONP para o reator hipotético SNBR-2 em ordem crescente da taxa de inserção de reatividade e tem continuação através da figura 32.

Essa nova modelagem numérica apresenta uma resposta de temperatura mais adequada para reatores de potência, sendo essas variações para o combustível nuclear exibidas na tabela 7 para o intervalo de potência de 10 a 50 MW.

Tabela 7: Variação da temperatura do combustível do reator SNBR-2 por taxa de inserção

VARIAÇÃO DE TEMPERATURA (°F)		
Taxa de Inserção	Combustível	Δt (s)
15 pcm/s	510,15	39
20 pcm/s	502,45	32
25 pcm/s	498,35	27
30 pcm/s	500,25	24
35 pcm/s	503,85	22
40 pcm/s	499,95	18,8
45 pcm/s	496,35	16,8
55 pcm/s	496,15	14
65 pcm/s	494,05	12
70 pcm/s	492,65	11
75 pcm/s	491,05	10,5
85 pcm/s	484,95	9,4

TRANSIENTE DE POTÊNCIA POR TAXA DE INSERÇÃO DE REATIVIDADE

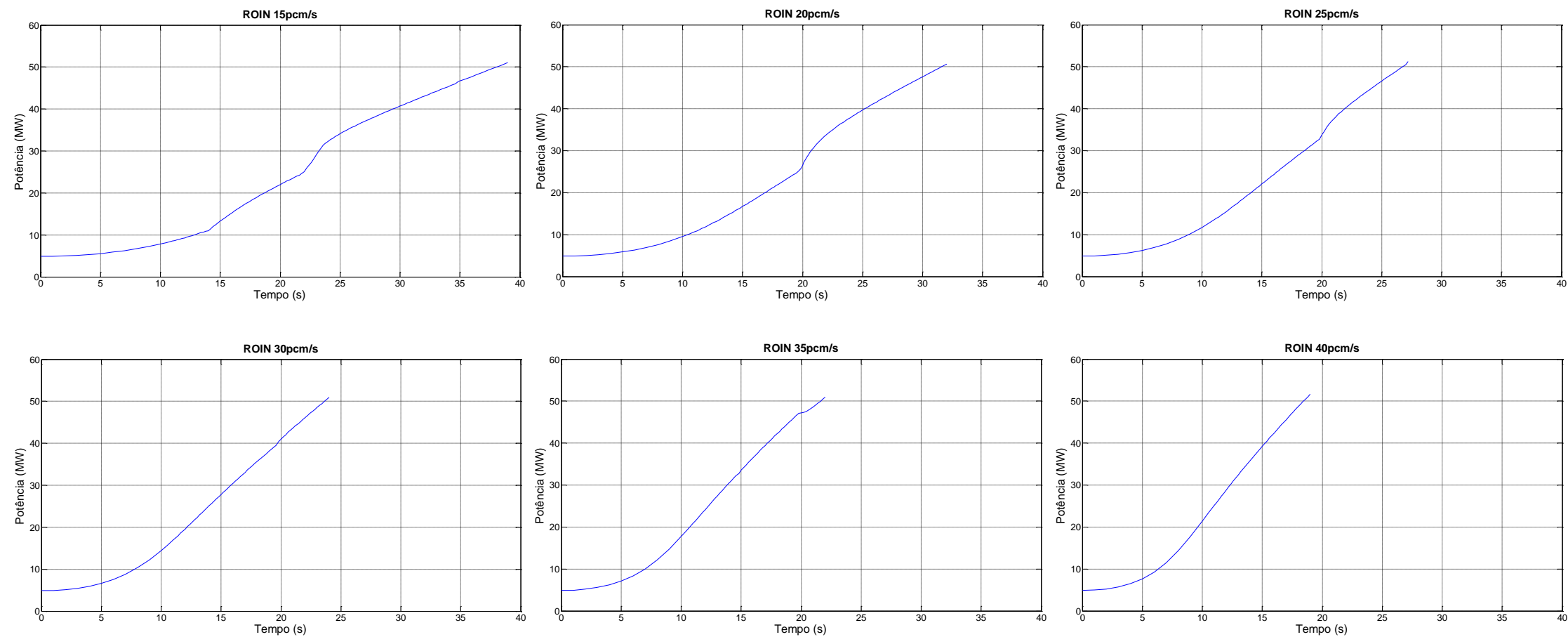


Figura 31: Transientes de potência do reator SNBR-2 para taxas de inserção de reatividades de 15, 20, 25, 30, 35 e 40 pcm/s

TRANSIENTE DE POTÊNCIA POR TAXA DE INSERÇÃO DE REATIVIDADE

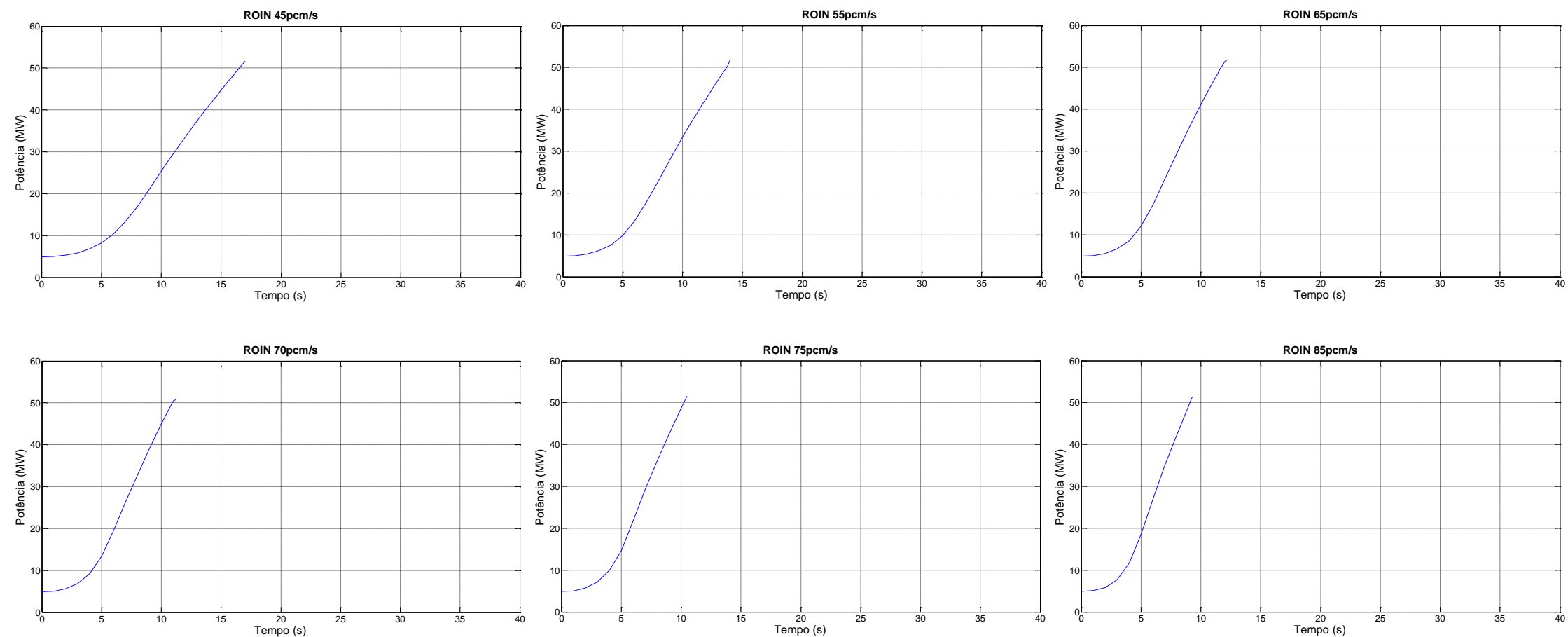


Figura 32: Transientes de potência do reator SNBR-2 para taxas de inserção de reatividades de 45, 55, 65, 70, 75 e 85 pcm/s

A figura 33 compila os transientes de potência por taxa de inserção em um só gráfico, dando uma visão compilada das rampas de potência por taxa de reatividade de inserção.

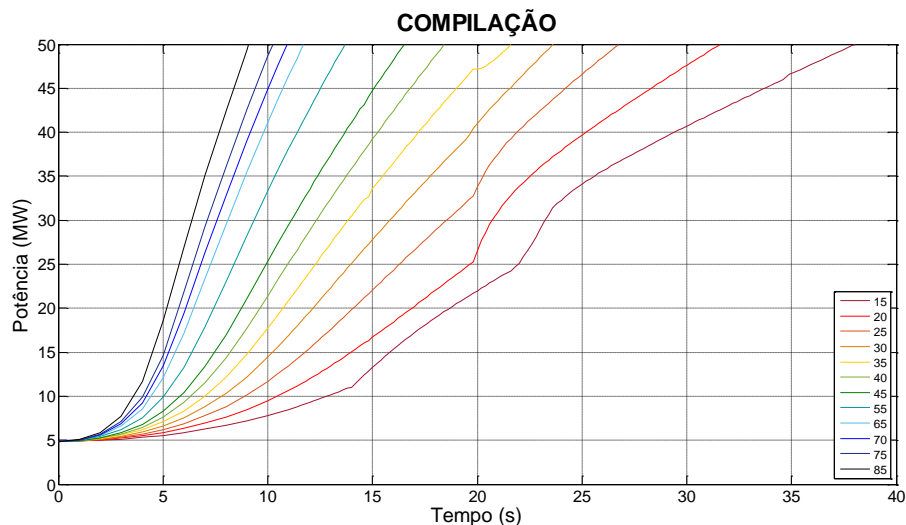


Figura 33: Curvas de potência das diferentes taxas de inserção

Percebe-se que conforme aumentamos a taxa de reatividade de inserção, as rampas de potência térmica do reator ganham maior inclinação, alcançando o valor da potência nominal em um intervalo de tempo cada vez menor, como pode ser visto na tabela 8.

Tabela 8: Tempo decorrido do início do transiente até alcançar o valor da potência nominal (50MW) no reator SNBR-2

Tempo para Alcançar 50 MW	
Taxa de Inserção	Δt (s)
15 pcm/s	39
20 pcm/s	32
25 pcm/s	27
30 pcm/s	24
35 pcm/s	22
40 pcm/s	18,8
45 pcm/s	16,8
55 pcm/s	14
65 pcm/s	12
70 pcm/s	11
75 pcm/s	10,5
85 pcm/s	9,4

Em uma primeira análise, somente com os resultados das rampas de potência até 50 MW, não conseguimos identificar nenhuma restrição a nível operacional, uma vez que o reator permanece supercrítico para todas as taxas de inserção. No entanto, continuaremos com o estudo para as reatividades (inserção, *feedback* e total) conforme apresentado pelas figuras 34 e 35, onde ROIN é a reatividade de inserção, ROFB é a de *feedback* e ROT é a reatividade total.

CURVAS DAS REATIVIDADES POR TAXA DE INSERÇÃO

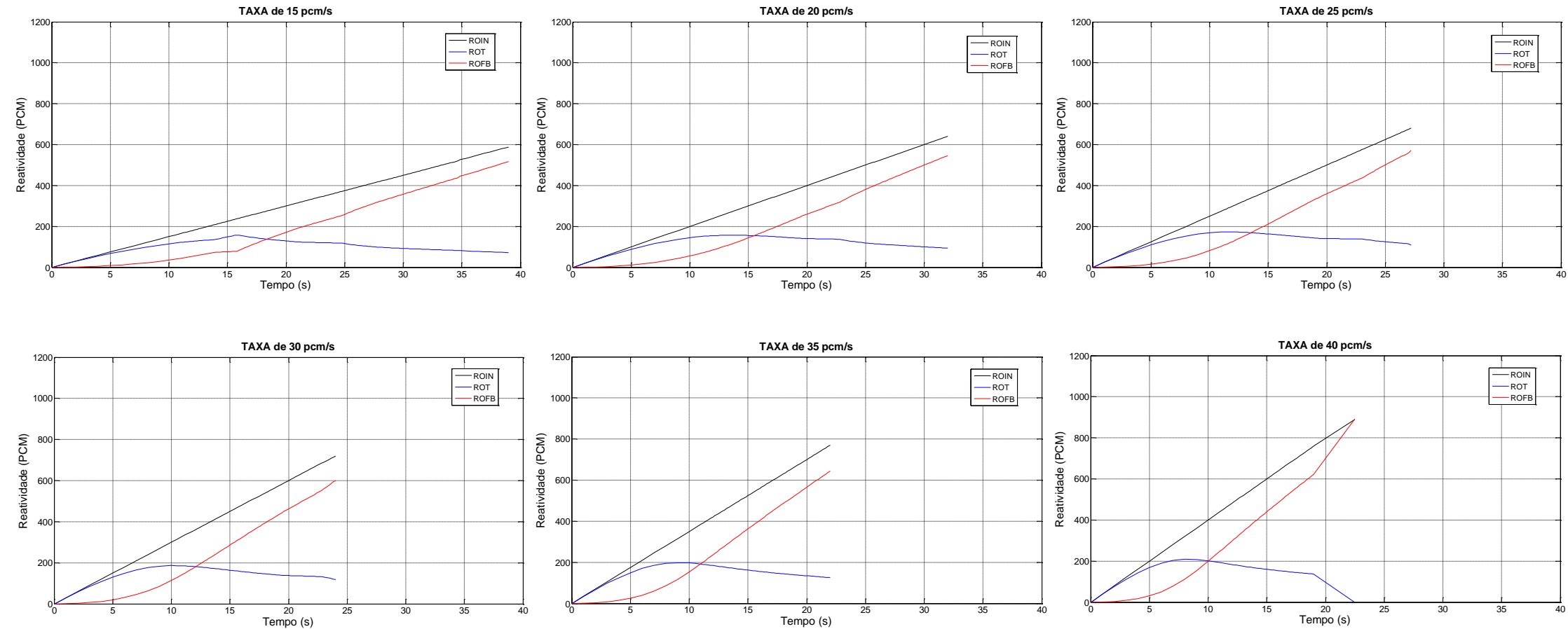


Figura 34: Curvas das reatividades do reator SNBR-2 para taxas de inserção de 15, 20, 25, 30, 35 e 40 pcm/s

CURVAS DAS REATIVIDADES POR TAXA DE INSERÇÃO

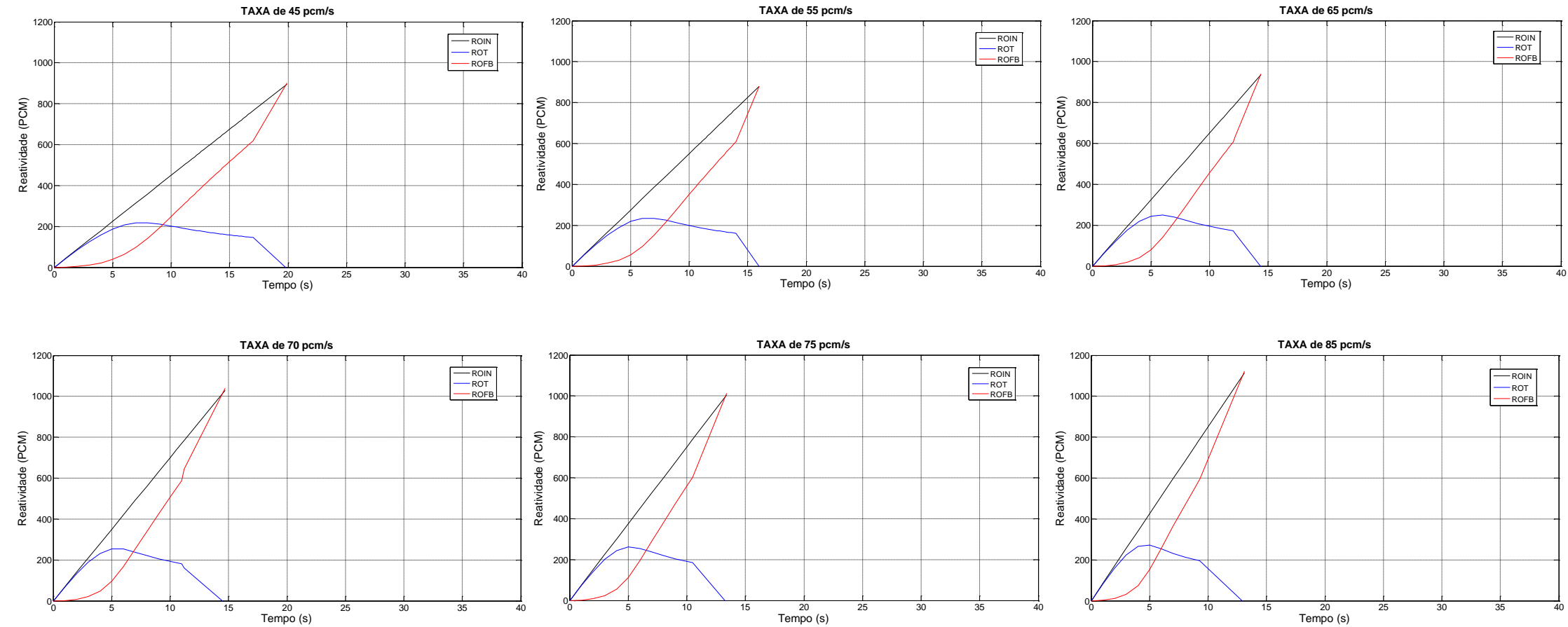


Figura 35: Curvas das reatividades do reator SNBR-2 para taxas de inserção de 45, 55, 65, 70, 75 e 85 pcm/s

As curvas de reatividade mostram que para todas as taxas de inserção, a reatividade de realimentação é sensível e responde de maneira a exercer um controle efetivo sobre a reatividade total do reator hipotético SNBR-2. Em todos os transitórios, percebemos que as curvas de ROT crescem até atingirem um ponto máximo e a partir desse instante, passam a ter uma taxa de crescimento negativa. A tabela 9 exhibe o instante e o valor de pico da reatividade total por taxa de inserção.

Tabela 9: Valores e instantes de pico da reatividade total por taxa de inserção de reatividade

Ponto de Máxima da Função ROT		
Taxa de Inserção	ROT (PCM)	Tempo (s)
15 pcm/s	158,88	15,8
20 pcm/s	157,6	13,6
25 pcm/s	172,73	11,6
30 pcm/s	186,19	10
35 pcm/s	198,16	9
40 pcm/s	208,61	8
45 pcm/s	217	8
55 pcm/s	234,04	7
65 pcm/s	249,13	6
70 pcm/s	254,12	5
75 pcm/s	261,89	5
85 pcm/s	271,31	5

Mesmo tendo uma taxa de crescimento negativo, o reator permanece supercrítico. No entanto, a partir da curva de 40 pcm/s a rampa de ROFB alcança a de ROIN, passando inclusive a ter valores absolutos maiores. Esse fato faz com que o reator passe a ter uma reatividade total negativa, ficando dessa maneira subcrítico.

Em todos os casos, essa subcriticalidade ocorre após o reator ter atingido 100% de sua potência nominal. Primeiramente é observada na rampa com a taxa de inserção de 40 pcm/s, quando o SNBR-2 alcança 117% da nominal e continua decorrendo para percentuais de potência menores, até o valor de 109%, quando então esse fenômeno passa a acontecer em níveis maiores de potência. A tabela 10 exemplifica de maneira clara esse comportamento.

Tabela 10: Nível de potência em que ocorre a subcriticalidade por taxa de inserção

Pontos de Subcriticalidade		
Taxa de Inserção	Potência (% P _{NOM})	Momento (s)
40 pcm/s	117	22,5
45 pcm/s	114	19,9
55 pcm/s	109,9	15,6
65 pcm/s	117	14,7
70 pcm/s	124	14,4
75 pcm/s	127	13,3
85 pcm/s	138	13,1

Embora a reatividade total para todas as taxas fique negativa somente em valores de potência maiores que 50 MW, os níveis nos quais ela ocorre são muito próximos da nominal, o que pode vir a gerar restrições de ordem operacionais nos casos em que sejam exigidas a geração de potência térmica dentro dessa faixa. Sendo assim, utiliza-se dessa possível restrição para criar a figura 36, na qual é apresentada uma divisão por cores entre áreas que tenham rampas de inserção de reatividade com ou sem limitações para a operação do submarino. Como as taxas de inserção de reatividades entre 40 e 70 pcm/s podem subcriticalizar o reator em níveis de potências menores que 125%, elas foram escolhidas como limites de uma zona de precaução, pintada na cor laranja, na qual excursões de potência térmicas podem causar o desligamento do SNBR-2 entre 50 e 62,5 MW. Já as áreas pintadas de verde são livres dessa restrição, podendo ser limitadas por características do projeto da planta nuclear.

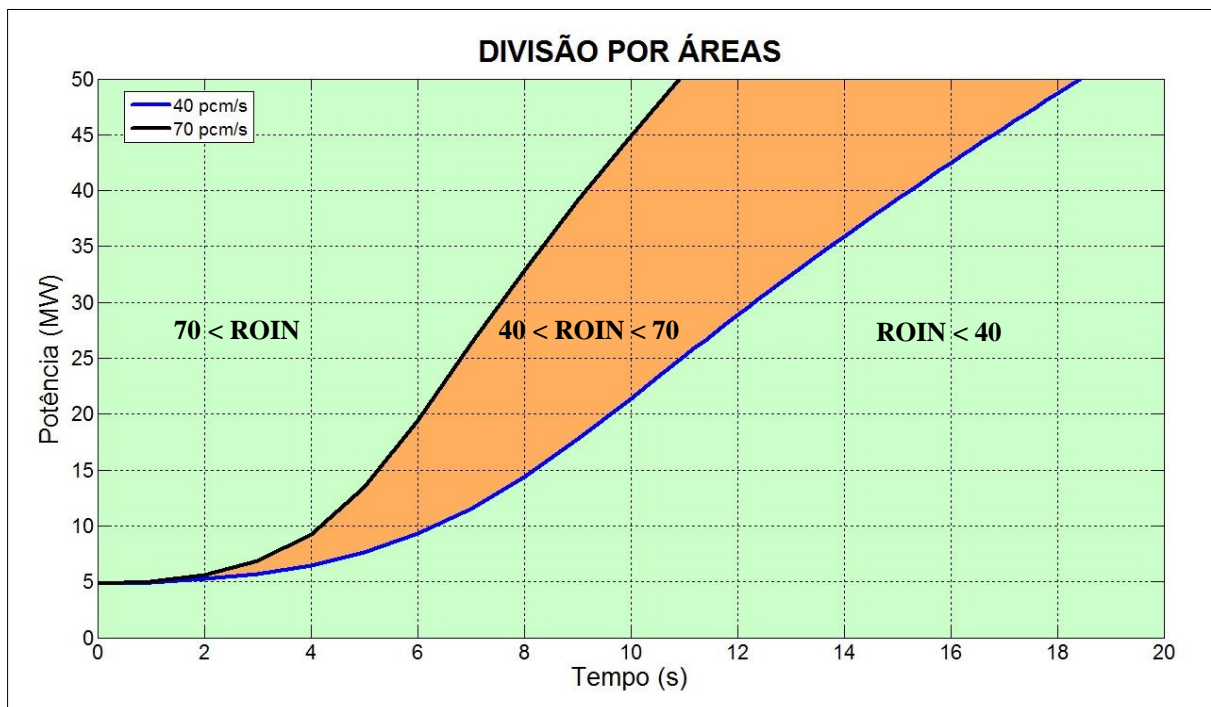


Figura 36: Gráfico que divide as rampas de potência por áreas onde algumas taxas de inserção de reatividades podem gerar restrições operativas

5- CONCLUSÃO

A finalização dessa dissertação tem como base o foco em seu objetivo fundamental, que consiste não somente na criação de uma ferramenta adequada para se obter soluções sobre os cálculos de transientes de um reator nuclear. Mas também integra uma análise desses resultados numéricos, avaliando como o comportamento do reator diante dessas situações táticas requeridas, anômalas e extremas do ponto de vista nuclear, irá viabilizar ou restringir a operação do submarino.

Embora o propósito não seja o estudo dos transientes de acidentes, utiliza-se dessas situações de risco, que já possuem análises e conhecimentos bem consolidados, para pesquisar os transientes operacionais que possam ser exigidos em determinadas ocasiões, mesmo que haja a necessidade de adequações pertinentes.

Nesse contexto, o primeiro passo foi desenvolver o Código computacional SiTONP (Simulador de Transientes Operacionais Nucleares para Propulsão) estruturado em linguagem de programação C e capaz de gerar solução para os cálculos dos transientes de algumas variáveis nucleares importantes a serem avaliadas, como por exemplo as variações das reatividades e potência térmica gerada pelo reator. Ressalto que o SiTONP se baseia no código SIRER de autoria do Professor Rubens Santos e utilizado para cálculo de transientes de acidente. Porém houve a necessidade de aprimorar os cálculos de alguns parâmetros nucleares e de desenvolver novas subrotinas que deram ao programa a capacidade de calcular dinamicamente e de forma mais efetiva algumas variáveis que influenciarão sobremaneira o comportamento do reator durante sua excursão em potência em função da taxa de reatividade que está sendo inserida no núcleo.

Utilizou-se o método numérico da Interpolação Polinomial de Lagrange para se calcular de maneira dinâmica a reatividade de realimentação, conforme previamente explicado no item 3.1.3, obtendo solução antecipada dessa variável.

Essas mudanças foram essenciais para que valores mais realistas fossem gerados, de tal forma que foi possível observar determinados comportamentos do reator que seriam desconsiderados caso fosse utilizado o SIRER devido a suas limitações nos cálculos dos efeitos de realimentação. O SiTONP permitiu observar que para determinadas rampas de potência, os valores da reatividade de realimentação ultrapassariam a reatividade de inserção fazendo com que o reator hipotético simulado ficasse subcrítico.

O programa foi validado através da comparação de seus resultados gerados para um caso de análise de acidente da usina de Angra-1 com os calculados pelo programa SIRER, tendo a mesma origem de dados. Essa confrontação de dados mostra que a reatividade de *feedback* se torna mais sensível as variações de temperatura do combustível e influencia sobremaneira o comportamento do reator.

Com o programa validado e gerando solução inclusive para um reator do tipo placa (IEA-R1), buscou-se realizar uma simulação que reproduza o reator do submarino nuclear brasileiro. No entanto, a falta de dados e referências acadêmicas sobre esse reator e suas características levam-nos a criar arquivos de entrada adaptados à potência de 50 MW térmicos, tendo como base os reatores de IEA-R1 e de Angra-1. São concebidos, dessa forma, dois reatores hipotéticos, o SNBR-1 e SNBR-2, com configuração a placa e vareta respectivamente, conforme explicado no item 4.3.

Os resultados gerados a partir do SNBR-1 mostraram-se ineficazes, uma vez que suas variações de temperatura e conseqüentemente a resposta da reatividade de realimentação

possuem valores insuficientes para recriar um possível reator de potência a placa de 50 MW. Atribui-se como causa o reator de base (IEA-R1), por se tratar de um reator de pesquisa. No entanto, mesmo sendo baseado em dados imprecisos, esses resultados podem indicar o siliceto de urânio enriquecido a 20% na configuração de placas como uma boa escolha de combustível para o projeto do reator do Submarino Nuclear Brasileiro.

Contudo, a simulação para o SNBR-2 fornece resultados com os quais conseguimos realizar algumas análises. Ambas as simulações partem do princípio que os reatores começam os transitórios de potência estando com 10% de sua potência nominal. Esse fato é explicado porque é reproduzida a situação tática em que o submarino parte da fase de ataque para a fase de evasão. Partindo do princípio que com o reator estando com 50 MW a plataforma estará a uma velocidade de 30 nós e, de maneira proporcional, estando o reator a 5 MW o submarino estará a 3 nós, é simulado uma aproximação a velocidade baixa (3 nós) e que logo após o lançamento torpédico o submarino se evade variando sua velocidade para a máxima de 30 nós.

Como essa variação de velocidade é consequência direta da variação de potência do reator, utiliza-se o SiTONP para calcular os parâmetros nucleares que se desejam analisar durante essa mudança. Cabe ressaltar que esse transiente de velocidade/potência é gerado pela inserção de reatividade positiva no reator e é considerado que essa adição de reatividade se dá a uma taxa constante, gerando assim uma rampa de inserção de reatividade.

Dessa maneira, são construídos os gráficos dos parâmetros potência térmica gerada e reatividades de inserção, realimentação e total, todos por taxa de reatividade de inserção. A análise desses fatores culmina na figura 36, onde se conclui que há determinadas taxas que podem subcriticalizar o reator em algumas faixas de potência específicas a cima da nominal. Ou seja, caso haja a necessidade operativa de se utilizar dessas determinadas taxas nesses níveis específicos de potência, haverá a introdução de reatividade negativa no reator que o levará a perda de potência térmica gerada, fazendo com que ocorra uma perda de velocidade pela plataforma, restringindo sobremaneira a manobra tática requerida. Essa conclusão tornou-se possível devido as mudanças e aperfeiçoamentos desenvolvidos no SiTONP, o qual gera resultados mais reais que permitem a observação de fenômenos nucleares não simulados anteriormente pelo SIRER.

Esse resultado obtido está baseado em algumas situações hipotéticas e específicas que resultam na criação de arquivos de entrada que fazem a simulação de reatores fictícios denominados SNBR-1 e 2. No entanto, havendo a disponibilidade de dados realísticos e oficiais sobre o reator do submarino, fica demonstrado a capacidade do programa SiTONP de gerar resultados consistentes para diversos parâmetros nucleares que possam vir a apoiar uma análise do comportamento do reator real do projeto, a luz da doutrina de combate naval, criando ferramentas de apoio que venham viabilizar a operação do submarino dentro dos diversos cenários táticos e estratégicos que possam requerer seu emprego.

6- REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1- GIROTTI, C. A. **Estado nuclear do Brasil**. Ed. Brasiliense S. A. p 13-227, 1984.
- 2- CHAYES, A.; LEWIS, W. B. **O Ciclo do Combustível Nuclear**. p 23-127, 1985.
- 3- MICHAEL BARLETTA, **The military nuclear program in Brazil**. center for international security and arms control (CISAC), Stanford University, 1987.
- 4- KURAMOTO, Y. R.; APPOLONI, C.R. **Uma breve história da política nuclear brasileira**. Departamento de física – UEL, Londrina, PR, 2009.
- 5- MARINHA DO BRASIL, **Programa de desenvolvimento de submarinos**. Disponível em: <https://www.mar.mil.br/hotsites/sala_imprensa/pdf/temas/snbr.pdf>. Acesso em: 10 dez 2016.
- 6- MINISTÉRIO DA DEFESA, **Execução orçamentária séries estatísticas 200-2012**. Disponível em: <https://www.defesa.gov.br/lai/imagens/despesas/serie_estatistica_-1995_2012.pdf> Acesso em: 10 dez 2016.
- 7- MINISTÉRIO DA CASA CIVIL. Disponível em: <https://www.planalto.gov.br/ccivil_03/_Ato2011-2014/2012/Lei/L12706.html> Acesso em: 13 dez 2016.
- 8- REVISTA DEFESANET. **Brasil terá submarino nuclear em 2025**, Disponível em: <<https://www.defesanet.com.br/prosub/noticia/11537>> Acesso em: 04 jan 2017.
- 9- ALVIM, C.F; MAFRA, O.Y. **Porque é necessária uma política nuclear**. Revista ecen n°93, Rio de Janeiro, RJ, 2016.
- 10- REVISTA PODER NAVAL. **Submarino convencionais e nucleares de ataque**. Disponível em: <<https://www.naval.com.br/blog/2013/05/25/submarinos-convencionais-e-nucleares-de-ataque>> Acesso em: 12 mai 2017.

- 11- REVISTA DEFESA AÉREA & NAVAL. **Submarino nuclear brasileiro ‘Alvaro Alberto’ (SN10)**. Disponível em: <<https://www.defesaaereanaval.com.br/submarino-nuclear-brasileiro-alvaro-alberto-sn-10>> Acesso em: 12 mai 2017.
- 12- SANTOS, R. S. SIRER – **Um programa para cálculos de transientes num canal médio do núcleo de reatores**. Comunicação Técnica, Instituto de Engenharia Nuclear, Rio de Janeiro, RJ, 1995.
- 13- J.J. DUDERSTADT E L.J. HAMILTON. **Nuclear Reactor Analysis**. John Wiley & Sons - New York, 1976.
- 14- LAMARSH, J. R., BARATTA, A. J. **Introduction to nuclear engineering**. 3. Ed. Prentice Hall, New Jersey, 2001.
- 15- SUESCÚN, D. D. **Métodos para cálculo da reatividade usando derivadas da potência nuclear e filtro FIR**. Tese, Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, RJ, 2007.
- 16- PINTO, R. S. **Modelo nodal para simulação do núcleo de um reator nuclear PWR**. Tese- Instituto Militar de Engenharia, Rio de Janeiro, RJ, 1981.
- 17- STACEY, W. M. **Nuclear reactor dynamics**. 3. Ed. John Wiley & Sons – New York, 2001.
- 18- INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES – IPEN. **Fundamentos de tecnologia nuclear reatores**. São Paulo, SP, 2004.
- 19- LAMARSH, J. R. **Introduction to nuclear reactor theory**. 3. ed. Addison-Wesley Publishing Company, New York, 2001.
- 20- PILLING, S. **Cálculo numérico**. Faculdade de Engenharia, arquitetura e urbanismo da UniVap (Universidade do Vale do Paraíba), São José dos Campos, SP, 2007.

- 21- COHEN, E. R. **Some Topics in Reactor Kinetics.** Proc. Geneva Conference. 11, 302, 1958.
- 22- CRANK, J., NICOLSON, P. **A practical method for numerical evaluation of solution of partial differential equations of heat conduction type.** Proc. Camb. Phil. Soc., 43 N°17, 50-67, 1967.
- 23- FURNAS CENTRAIS ELÉTRICAS, **Final Safety Analysis Report.** Central Nuclear Almirante Álvaro Alberto, Angra 1.
- 24- PIRES, L. P. **SiTONP – Simulador de transientes operacionais nucleares para propulsão.** Comunicação Técnica, Instituto de Engenharia Nuclear, Rio de Janeiro, RJ, 2017.
- 25- SANTOS, R. L. **SARDAN – Um Programa para simulação de transitórios numa usina PWR típica.** Tese de mestrado PUC RIO, Rio de Janeiro, RJ, outubro 1979.
- 26- MAI, L. A., MAIORINO, J. R., FANRO, L. C. C. B., FERREIRA, C. R., MAPRELIAN, E. **Nova proposta de configuração para o núcleo do reator IEA-R1 de 10MW com combustível U₃Si₂ a 20%.** VIII ENFIR, Atibaia, SP, Setembro 1991.
- 27- J. SAITO, J., KOMORI, Y., SAKURAI, F., ANDO, H. **Measurement of thermal conductivity of uranium silicide – aluminum dispersion fuel.** Japan Atomic Energy Research Institute, Tokyo, march 1991.
- 28- WILLIAMS, R. K., GRAVE, R. S., DOMAGALA, R. F., WIENCEK, T. C. **Thermal conductivities of U₃Si and U₃Si-Al dispersion fuels.** Argonne National Laboratory, Tennessee, 1986.
- 29- BERNATH, L. A. **A theory of local boiling burnout.** Heat Tranf. Symp., Chemical Engineering Progress Symposium Series, 1960.
- 30- VELOSO, M. A., FORTINI, M. A. **Análise termo-hidráulica do reator Triga IPR-R1.** 18° ENFIR, São Paulo, SP, 2002.

7- ANEXOS

ANEXO A

A. Exemplo de IMPUT (Arquivo de Entrada) usado na validação

```
2 10.001
2 1REATOR ANGRA 1 NA PARTIEA
1.876E-4 1.876E9 0.974 121 235 0
2.92E2 8.556E3 1.5517E7 1.2319E-2 0.0E0 2.45E0 0
3.66 8.1915E-3 8.5217E-3 9.4996E-3 0.00 1.096E4 .95E2
10960.E+00 1.E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00
100.00E+00 11.8E+00 2.380E-02 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 8.775E-11
0.0000E+02 1.E+00 0.0E+00 253.0E+00 .1740E+00 -1.43E-04 4.737E-08
6.5700E+03 1.E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00
00.000E+00 1.E+00 0.0E+00 11.56E+00 3.895E-03 0.0E+00 0.0E+00
0.0000E+02 1.E+00 0.0E+00 2.899E+02 1.467E-01 0.0E+00 0.0E+00
5.1710E+03 5.196E+00 -1.483E-03 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00
6 1
6 3
1.25E-2 2.10E-4 1.28E-2 7.3E-5
3.08E-2 1.418E-3 3.01E-2 6.26E-4
1.15E-1 1.311E-3 1.24E-1 4.43E-4
3.12E-1 2.736E-3 3.25E-1 6.85E-4
1.246 9.32E-4 1.12 1.81E-4
3.347 3.13E-4 2.69 9.2E-5
7.036E-1 1.124E-2 6.743E-2 1.55E-2 5.5614E-8 4.325E-2
1.740E-5 1.00 0.
1 1 1.000E0 1.000E0 1.00E0 0.05E0 0
1ACIEENTE TESTE EE INSERCAO EE REATIVIEAEE
0.0 75.E0
30.0 .01 .0001 1200 72 1
9.0000E0 9.5000E0 10.0000E0 10.5000E0 10.5100E0 10.5200E0 10.5300E0 10.5400E0
10.5500E0 10.5600E0 10.5700E0 10.5800E0 10.5900E0 10.6000E0 10.6100E0 10.6200E0
10.6300E0 10.6400E0 10.6500E0 10.6600E0 10.6700E0 10.6800E0 10.6900E0 10.7000E0
10.7100E0 10.7200E0 10.7300E0 10.7400E0 10.7500E0 10.7600E0 10.7700E0 10.7800E0
10.7900E0 10.8000E0 10.8100E0 10.8200E0 10.8300E0 10.8400E0 10.8500E0 10.8600E0
10.8700E0 10.8800E0 10.8900E0 10.9000E0 11.0000E0 11.0500E0 11.1000E0 11.1500E0
11.2000E0 11.3000E0 11.4000E0 11.5000E0 12.0000E0 12.5000E0 12.6000E0 12.7000E0
12.8000E0 12.9000E0 13.0000E0 13.1000E0 13.2000E0 13.3000E0 13.4000E0 13.5000E0
14.0000E0 14.5000E0 15.0000E0 20.0000E0 22.5000E0 25.0000E0 27.5000E0 30.0000E0
-2.304E0 0. 1.E-5 7.500E-3 1
75.E0 0. 1.65 .0 1.8 20. .5 16
0.0E0 0.00E0 0.0E0 0.E0 1.E0
-29.E0 -146.E0 -172.E0 -262.E0 -409.E0 -526.E0 -844.E0 -1095.E0
-1796.E0 -2613.E0 -3007.E0 -3413.E0 -3679.E0 -3854.E0 -4000.E0 -4000.E0
1.00E0 .610E0 .197E0 .182E0 .192E0 .119E0 .178E0 .103E0
.193E0 .118E0 .074E0 .117E0 .103E0 .148E0 .267E0 .370E0
00000
II
```

ANEXO B

B. Exemplo de OUTPUT (arquivo de saída) do SiTONP

PROGRAMA SITONP versao 1.0 de 04/06/16

CANAL MEDIO DO REATOR ANGRA 1 EM POTENCIA

GRANDEZAS DE ENTRADA NAS UNIDADES DO MKS

SAIDAS NAS UNIDADES INGLESAS - [ft,lb,s,Btu,PSI(Pressao),F(Temperatura)]

* REATOR DE VARETAS : IGP = 1 *

RESULTADOS GERADOS EM 23/04/17

Potencia Termica Inicial = 1827.22 MW Potencia Termica Nominal = 1827.22 MW

Temp. do Refrig. = 292.00 Vazao no Nucleo = 8556.00 PITCH = 1.231900e-002

NO. de Arranjos = 121 Varetas Combustiveis por Arranjos = 235

NO. de Varetas Combustiveis nos Arranjos dos Controles = 0

Comprimento Ativo da Vareta = 3.6600

Dext. Comb. = 8.191500e-003 Dint. Revest. = 8.521700e-003

Dext. Revest. = 9.499600e-003 Diametro do Fio Espacador = 0.000000e+000

PROP. FISICA=A/(B+C*T)+D+E*T+F*T*T+G*T*T*T

A	B	C	D	E	F	G
---	---	---	---	---	---	---

RO1 = 1.10e+004	1.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000
-----------------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------

K1 = 1.00e+002	1.18e+001	2.38e-002	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	8.77e-011
----------------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------

CE1 = 0.00e+000	1.00e+000	0.00e+000	2.53e+002	1.74e-001	-1.43e-004	4.74e-008
-----------------	-----------	-----------	-----------	-----------	------------	-----------

RO2 = 6.57e+003	1.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000	0.00e+000
-----------------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------

K2 = 0.00e+000	1.00e+000	0.00e+000	1.16e+001	3.90e-003	0.00e+000	0.00e+000
----------------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------

CE2 = 0.00e+000	1.00e+000	0.00e+000	2.90e+002	1.47e-001	0.00e+000	0.00e+000
-----------------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------	-----------

HGAP = 5.17e+003 5.20e+000*T-1.48e-003*T*T

No. de Temperaturas numa Secao Axial do Combustivel = 4

No. de Secoes Axiais = 1

"Potencia Media Axial na Vareta Media"

GRUPOS DE NEUTRONS ATRASADOS = 6 GRUPOS DE CALOR DE DECAIMENTOS = 3

J LAMBDA(J) YIELD(J)

1	7.0360e-001	1.1240e-002
---	-------------	-------------

2 6.7430e-002 1.5500e-002

3 5.5614e-008 4.3250e-002

I LAMD U235 BETAS U235 LAMD PU239 BETAS PU239

1 1.2500e-002 2.1000e-004 1.2800e-002 7.3000e-005

2 3.0800e-002 1.4180e-003 3.0100e-002 6.2600e-004

3 1.1500e-001 1.3110e-003 1.2400e-001 4.4300e-004

4 3.1200e-001 2.7360e-003 3.2500e-001 6.8500e-004

5 1.2460e+000 9.3200e-004 1.1200e+000 1.8100e-004

6 3.3470e+000 3.1300e-004 2.6900e+000 9.2000e-005

TEMPO DE GERACAO DE NEUTRONS = 1.7400e-005

PROPORCAO DE URANIO 235 NO COMBUSTIVEL (PERC.) = 100.00

PROPORCAO DE PLUTONIO 239 NO COMBUSTIVEL (PERC.) = 0.00

CODIGO DE TERMINO DO PROGRAMA (0),...

E TAMBEM DE IMPRESSAO DA DISTRIBUICAO DE TEMPERATURA (1),...

OU DAS TEMPERATURAS MEDIAS SOMENTE (2): IFLAG=1

CODIGO DO TIPO DA CONSTANTE DOPPLER: KEY=1

FATOR DE CANAL QUENTE RADIAL: FQR= 1.000

FATOR DE CANAL QUENTE AXIAL: FQZ= 1.000

FATOR DE CANAL QUENTE DE CRESCIMENTO DE ENTALPIA: FDH= 1.000

FATOR DE CANAL QUENTE DE SOBRE POTENCIA: FOP= 1.000

TITULO DA MISTURA LIQUIDO-VAPOR: XIS()= 0.00

ACIDENTE NUMERO = 1

TESTE DE INSERCAO DE REATIVIAEAE

VALOR INICIAL = 0.0000 TAXA DE INCREMENTO = 65.0000

TEMPOS ONDE OCORRE IMPRESSAO DOS RESULTADOS NO TRANSIENTE...

TIMP(segs.) = 2.5000e-001 5.0000e-001 7.5000e-001 1.0000e+000 1.2500e+000 1.5000e+000

TIMP(segs.) = 1.7500e+000 2.0000e+000 2.2500e+000 2.5000e+000 2.7500e+000 3.0000e+000

TIMP(segs.) = 3.0500e+000 3.1500e+000 3.2000e+000 3.2500e+000 3.3000e+000 3.3500e+000

TIMP(segs.) = 3.4000e+000 3.4500e+000 3.5000e+000 3.5500e+000 3.6000e+000 3.6500e+000

TIMP(segs.) = 3.7000e+000 3.7500e+000 4.0000e+000 4.1500e+000 4.2000e+000 4.2500e+000

TIMP(segs.) = 4.3000e+000 4.3500e+000 4.4000e+000 4.4500e+000 4.5000e+000 4.5500e+000

TIMP(segs.) = 4.6000e+000 4.6500e+000 4.7000e+000 4.7500e+000 4.8000e+000 4.8500e+000

TIMP(segs.) = 4.9000e+000 4.9500e+000 5.0000e+000 5.2500e+000 5.5000e+000 5.7500e+000

TIMP(segs.) = 6.0000e+000 6.2500e+000 6.5000e+000 6.7500e+000 7.0000e+000 7.2500e+000

TIMP(segs.) = 7.5000e+000 7.7500e+000 8.0000e+000 8.2500e+000 8.5000e+000 8.7500e+000

TIMP(segs.) = 9.0000e+000 9.2500e+000 9.5000e+000 9.7500e+000 1.0000e+001

NUMERO DE PASSOS DE TEMPO = 1000
 TEMPO DE OBSERVACAO = 1.0000e+001 SEGS.
 TIME STEP DA TERMOHIDRAULICA DE 1.0000e-002 SEGS.
 TIME STEP DA CINETICA DE NEUTRONS DE 1.0000e-002 SEGS.
 NA PRESAO DE 2.2500e+003 PSI, A TEMP. DE SATURACAO EH DE 6.5015e+002 F
 E O FLUXO DE MASSA EH DE 7.6202e+002 lb/s.ft2
 ENTALPIAS ESPECIFICA NA ENTRADA DO CANAL: $H_{in} = 5.5500e+002$ Btu/lb
 E DE SATURACAO: $H_{sat} = 7.0085e+002$ Btu/lb

**** ANALISE DO CANAL MEDIO ****

TEMPERATURAS DE SAIDA EM GRAU FAHRENHEIT
 DISTRIBUICAO DE TEMPERATURAS DO ESTACIONARIO
 PARA A PRECISAO DE 1.0000e-004 UTILIZOU-SE 6 ITERACOES
 Espacamento da Malha no Combustivel: $DEL = 4.4794e-003$
 $PAQ = 9.7918e-002$ $EGP = 5.4169e-004$ $ECL = 1.6042e-003$
 $De = 3.5568e-002$ $Ac = 8.7069e-004$ $REYN = 4.5096e+005$ $PRAN = 1.0061e+000$
 $Hliq = 2.4098e+000$ $Visco. = 6.0102e-005$ $Hfolga = 3.4071e-001$
 $Kliq = 8.4149e-005$ $ROliq = 4.4104e+001$ $CEliq = 1.4087e+000$
 $Kclad = 2.0632e-003$ $ROclad = 4.1016e+002$ $CEclad = 8.0914e-002$
 $Kf(1) = 5.2296e-004$ $ROf(1) = 6.8423e+002$ $CEf(1) = 7.7710e-002$
 Velocid. do Refr. = $1.7278e+001$ $PSD = 1.2968e+000$
 Superficie Total de Troca de Calor = $3.3435e+004$
 Temperatura do Refrigerante na Saida do Canal Medio = $6.2276e+002$
 Volume Fissil do Reator = $1.9372e+002$

TEMPO = 0.0000e+000 SEGUNDOS
 $ROIN = 0.0000e+000$ $ROSD = 0.0000e+000$ $ROFB = 0.0000e+000$ $ROT = 0.0000e+000$
 $FRAC. POT. = 1.0000$ $TMF = 1.1300e+003$ $TMC = 6.3181e+002$ $TML = 5.9018e+002$
 Fluxo de Calor Medio = $5.1796e+001$ Entalpia = $5.9881e+002$ na SZ = 1
 Potencia Termica Gerada = 1827.225 MW.
 $Q3L = 8.9398e+003$ em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.
 PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O
 1 1494.02 1409.69 1173.27 830.56 631.81 611.67 590.18
 BETA EFETIVO = $7.5000e-003$ COEFICIENTE DOPPLER = $-3.4200e+000$ URO/F
 COEF. TEMP. MODERADOR = $0.0000e+000$ URO/F

COEF. DENS. DO MODERADOR = 0.0000e+000 URO/LB/FT3

ONDE: URO = 1.000e-005 TRIP = 1.180e+000 E DELAY = 5.000e-001 SEGS.

TEMPO DE DESLIGAMENTO DO TRANSIENTE: TD (s) = 2.0000e+001

NUMERO DE SEGMENTOS DE RETA QUE DESCREVEM A CURVA...

...DA REATIVIDADE DE DESLIGAMENTO DO REATOR: NSEG = 16 < 17

A UNIDADE DE REATIVIDADE "URO" EH O PCM (1.e-5).

CONJUNTO DE PONTOS QUE DEFINEM A CURVA DA REATIVIDADE DE DESLIGAMENTO DO REATOR.

ROQ(URO) = -2.900e+001 -1.460e+002 -1.720e+002 -2.620e+002 -4.090e+002 -5.260e+002

ROQ(URO) = -8.440e+002 -1.095e+003 -1.796e+003 -2.613e+003 -3.007e+003 -3.413e+003

ROQ(URO) = -3.679e+003 -3.854e+003 -4.000e+003 -4.000e+003

DTQ(s) = 1.000e+000 6.100e-001 1.970e-001 1.820e-001 1.920e-001 1.190e-001

DTQ(s) = 1.780e-001 1.030e-001 1.930e-001 1.180e-001 7.400e-002 1.170e-001

DTQ(s) = 1.030e-001 1.480e-001 2.670e-001 3.700e-001

INICIO DO TRANSITORIO

TEMPO= 2.5000e-001 SEGUNDOS

ROIN =1.6250e+001 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-2.0337e+000 ROT=1.4216e+001

FRAC. POT.= 1.0316 TMF=1.1306e+003 TMC=6.3189e+002 TML=5.9019e+002

Fluxo de Calor Medio=5.1886e+001 Entalpia =5.9882e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1830.384 MW.

Q3L=9.2227e+003 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1494.67 1410.34 1173.93 831.11 631.89 611.72 590.19

TEMPO= 5.0000e-001 SEGUNDOS

ROIN =3.2500e+001 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-7.9563e+000 ROT=2.4544e+001

FRAC. POT.= 1.0601 TMF=1.1324e+003 TMC=6.3216e+002 TML=5.9026e+002

Fluxo de Calor Medio=5.2142e+001 Entalpia =5.9891e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1839.430 MW.

Q3L=9.4773e+003 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1496.61 1412.30 1175.85 832.44 632.16 611.89 590.26

TEMPO= 7.5000e-001 SEGUNDOS

ROIN =4.8750e+001 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-1.6849e+001 ROT=3.1901e+001

FRAC. POT.= 1.0845 TMF=1.1350e+003 TMC=6.3256e+002 TML=5.9038e+002

Fluxo de Calor Medio=5.2486e+001 Entalpia =5.9909e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1851.569 MW.

Q3L=9.6953e+003 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1499.72 1415.40 1178.79 834.18 632.56 612.16 590.38

TEMPO= 1.0000e+000 SEGUNDOS

ROIN =6.5000e+001 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-2.7960e+001 ROT=3.7040e+001

FRAC. POT.= 1.1051 TMF=1.1382e+003 TMC=6.3305e+002 TML=5.9056e+002

Fluxo de Calor Medio=5.2876e+001 Entalpia =5.9933e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1865.311 MW.

Q3L=9.8792e+003 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1503.82 1419.47 1182.49 836.14 633.05 612.50 590.56

TEMPO= 1.2500e+000 SEGUNDOS

ROIN =8.1250e+001 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-4.0687e+001 ROT=4.0563e+001

FRAC. POT.= 1.1224 TMF=1.1420e+003 TMC=6.3358e+002 TML=5.9076e+002

Fluxo de Calor Medio=5.3287e+001 Entalpia =5.9962e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1879.837 MW.

Q3L=1.0034e+004 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1508.76 1424.32 1186.73 838.20 633.58 612.87 590.76

Observação1: Algumas impressões de Timesteps para esse intervalo foram suprimidas.

O SHUTDOWN TEM INICIO AOS 3.0050e+000 SEGUNDOS

TEMPO= 2.7500e+000 SEGUNDOS

ROIN =1.7875e+002 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-1.3176e+002 ROT=4.6985e+001

FRAC. POT.= 1.1885 TMF=1.1686e+003 TMC=6.3696e+002 TML=5.9217e+002

Fluxo de Calor Medio=5.5773e+001 Entalpia =6.0160e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1967.517 MW.

Q3L=1.0625e+004 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1549.15 1462.51 1216.53 850.61 636.96 615.30 592.17

TEMPO= 3.0000e+000 SEGUNDOS

ROIN =1.9500e+002 ROSD =0.0000e+000 ROFB =-1.4780e+002 ROT=4.7199e+001

FRAC. POT.= 1.1966 TMF=1.1733e+003 TMC=6.3751e+002 TML=5.9240e+002

Fluxo de Calor Medio=5.6170e+001 Entalpia =6.0193e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1981.539 MW.

Q3L=1.0698e+004 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1556.88 1469.62 1221.68 852.59 637.51 615.69 592.40

TEMPO= 3.0500e+000 SEGUNDOS

ROIN =1.9532e+002 ROSD =-1.3050e+000 ROFB =-1.5093e+002 ROT=4.3088e+001

FRAC. POT.= 1.1876 TMF=1.1742e+003 TMC=6.3761e+002 TML=5.9244e+002

Fluxo de Calor Medio=5.6247e+001 Entalpia =6.0199e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada=1984.244 MW.

Q3L=1.0617e+004 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 1558.41 1471.03 1222.68 852.95 637.61 615.77 592.44

Observação2: Algumas impressões de Timesteps para esse intervalo foram suprimidas.

TEMPO= 1.0000e+001 SEGUNDOS

ROIN =1.9532e+002 ROSD =-4.0000e+003 ROFB =1.2210e+003 ROT=-2.5836e+003

FRAC. POT.= 0.1109 TMF=7.7275e+002 TMC=5.8646e+002 TML=5.7110e+002

Fluxo de Calor Medio=1.8981e+001 Entalpia =5.7269e+002 na SZ = 1

Potencia Termica Gerada= 669.605 MW.

Q3L=9.9120e+002 em Btu/ft3 ou W/cm3, se ITOUT=1 ou 2.

PZ COMB COMB COMB COMB REVS SUPF H2O

1 921.01 883.46 785.18 660.68 586.46 579.03 571.10

TEMPO GASTO NO TRANSIENTE = 1.0000e+001 SEGS.

O PROGRAMA TERMINOU !!!

ANEXO C

C. Exemplo de IMPUT (Arquivo de Entrada) usado para um reator do tipo placa

```

2 0 0.001
2 2REATOR IEA-R1 DE 10MW
1.00E06 1.000E7 1.000 12 18 48
3.90E1 -2.2367E2 1.013E5 4.442E-3 0.0E0 0.0E+00 0
0.60 9.72E-4 9.720E-4 1.652E-3 7.1E-2 0 0
6500.E+00 1.E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00
0.0000E+00 1.E+00 0.0E+00 114.3E+00 2.50E-02 0.0E+00 0.0E+00
0.0000E+02 1.E+00 0.0E+00 349.1E+00 .1815E+00 0.0E+00 0.0E+00
2710.E+00 1.E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00
0.0000E+00 1.E+00 0.0E+00 208.4E+00 5.20E-02 0.0E+00 0.0E+00
0.0000E+02 1.E+00 0.0E+00 892.0E+00 .4598E+00 0.0E+00 0.0E+00
1.0000E+10 0.E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00 0.0E+00
4 1
6 3
1.25E-2 2.10E-4 1.28E-2 7.3E-5
3.08E-2 1.418E-3 3.01E-2 6.26E-4
1.15E-1 1.311E-3 1.24E-1 4.43E-4
3.12E-1 2.736E-3 3.25E-1 6.85E-4
1.246 9.32E-4 1.12 1.81E-4
3.347 3.13E-4 2.69 9.2E-5
7.036E-1 1.124E-2 6.743E-2 1.55E-2 5.5614E-8 4.325E-2
1.740E-5 1.00 0.
1 1 1.200E0 1.570E0 1.00E0 0.101E0 0
1TESTE DE INSERCAO DE REATIVIEADE
0.0 15.E0
12.0 .01 .0001 1200 28 1
10.5000E0 10.5500E0 10.6000E0 10.6500E0 10.7000E0 10.7500E0 10.8000E0 10.8500E0
10.9000E0 10.9500E0 10.9600E0 10.9700E0 10.9800E0 10.9900E0 11.0000E0 11.0100E0
11.0200E0 11.0300E0 11.0400E0 11.0500E0 11.0600E0 11.0700E0 11.0800E0 11.0900E0
11.1500E0 11.2000E0 11.5000E0 12.0000E0
-2.304E0 0. 1.E-5 7.500E-3 1
15.E0 0. 0.35 .0 1.8 20. .5 16
0.0E0 0.00E0 0.0E0 0.E0 1.E0
-29.E0 -146.E0 -172.E0 -262.E0 -409.E0 -526.E0 -844.E0 -1095.E0
-1796.E0 -2613.E0 -3007.E0 -3413.E0 -3679.E0 -3854.E0 -4000.E0 -4000.E0
1.00E0 .610E0 .197E0 .182E0 .192E0 .119E0 .178E0 .103E0
.193E0 .118E0 .074E0 .117E0 .103E0 .148E0 .267E0 .370E0
00000
II

```